



**José Daniel Costa Guerreiro**

Licenciado em Ciências da Engenharia Mecânica

## **Simulação dos ensaios mecânicos de provetes obtidos por fabrico aditivo**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia Mecânica**

Orientadora: Doutora Marta Isabel Pimenta Verdete da Silva  
Carvalho, Professora Auxiliar, Faculdade de  
Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA  
de Lisboa

Co-orientadora: Mestre Ana Patrícia Cardoso Martins, Investigadora  
UNIDEMI, Faculdade de Ciências e Tecnologia,  
Universidade NOVA de Lisboa

Júri

Presidente: Doutor João Mário Burguete Botelho Cardoso  
Arguente: Doutor João Filipe de Almeida Milho  
Vogal: Doutora Marta Isabel Pimenta Verdete da Silva Carvalho



FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

**Março, 2019**



## **Simulação dos ensaios mecânicos de provetes obtidos por fabrico aditivo**

Copyright © José Daniel Costa Guerreiro, Universidade NOVA de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade NOVA de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.



*Aos meus pais.*



# Agradecimentos

Quero expressar o meu agradecimento à minha orientadora, a Professora Doutora Marta Carvalho, e à minha co-orientadora Mestre Ana Patrícia Martins, pela orientação na realização da dissertação e por todo o apoio, motivação e pronta disponibilidade para as minhas dúvidas e questões.

Agradeço aos meus pais por todo o esforço feito nesta etapa, pelo carinho e valores que me deram e apoio nas minhas decisões.

Agradeço ao meu irmão pelos conselhos e amizade.

Agradeço os meus amigos e colegas pela amizade, entreaajuda e bons momentos vividos.

Esta dissertação foi desenvolvida no âmbito do projecto com a referência POCI-01-0145-FEDER-016414, cofinanciado pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização e pelo Programa Operacional Regional de Lisboa, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e por Fundos Nacionais Através da FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia.





# Resumo

O fabrico aditivo (FA) é uma tecnologia que permite a prototipagem rápida de novos componentes. A desvantagem de alguns destes componentes em termoplástico é o facto de terem propriedades mecânicas inferiores quando comparados a componentes do mesmo material mas obtidos por injeção. O interesse para o desenvolvimento do FA está na utilização de filamentos constituídos por fibra em conjunto com outros em termoplástico, permitindo assim obter um componente em material compósito por FA, combinando os benefícios de fabricar geometrias complexas com propriedades mecânicas superiores. Na literatura pode-se acompanhar o desenvolvimento da utilização de materiais compósitos obtidos por FA, pela publicação existente na área da mecânica experimental, sendo a utilização de modelos numéricos quase inexistente.

Neste trabalho são apresentados os procedimentos de modelação numérica em elementos finitos de provetes utilizados em ensaios mecânicos, em termoplástico reforçados por fibras contínuas obtidos por FA. O objectivo é simular em LS-Dyna, o comportamento mecânico dos provetes ensaiados à tracção e flexão de acordo com as normas, de forma a caracterizar as propriedades de anisotropia existentes neste tipo de componentes. Os dados experimentais foram obtidos na literatura e serviram como referência para a validação dos modelos numéricos. Foram conduzidas várias simulações para as fracções volumicas de fibra testadas, tendo sido considerados vários parâmetros dos modelos numéricos tais como a direcção da deposição dos filamentos e a coesão entre os filamentos que constituem as diversas camadas. Os resultados das simulações foram validados com desvio relativo aos resultados experimentais inferior a 10%.

**Palavras-Chave:** impressão 3D · LS-DYNA · materiais compósitos



# Abstract

Additive manufacturing (AM) is a technology that allows the fast prototyping of new components. The drawback of some of these components obtained by AM is the weak mechanical properties of the thermoplastics when compared with those obtained by injection. The interest for the growing of AM is the use of filaments constituted by fibres together with the thermoplastics, allowing obtaining composite material parts by AM that combines the benefits of obtain complex geometries with superior mechanical properties. In literature the use of experimental testing for these types of components is recent, and there is a lack in the use of simulation procedures.

In this work are presented the numerical models developed through the finite element method of test specimens of thermoplastic reinforced by continuous fibres produced by AM. The objective is to simulate in LS-Dyna the mechanical behaviour of the specimens in tensile and bending according to standards to characterize the anisotropic properties associated with this type of composite materials parts obtained by three-dimensional printing. Tensile and bending tests data were obtained by the literature and served as reference results for the numerical models validation. The simulations were conducted for the various reinforcement volume ratios tested in the experimental trials, considering important aspects in the numerical modelling of composites materials such as the direction of filaments deposition and the cohesion laws between the different layers. Simulation results were validated with a relative deviation of the experimental data inferior than 10%.

**Keywords:** 3D printing · LS-DYNA · composite materials



# Índice

<b>Agradecimentos</b>	<b>i</b>
<b>Resumo</b>	<b>iii</b>
<b>Abstract</b>	<b>v</b>
<b>Lista de Figuras</b>	<b>x</b>
<b>Lista de Tabelas</b>	<b>xi</b>
<b>1 Introdução</b>	<b>1</b>
1.1 Motivação . . . . .	1
1.2 Objectivos . . . . .	4
1.3 Organização . . . . .	4
<b>2 Enquadramento científico</b>	<b>7</b>
2.1 Introdução ao LS-Dyna . . . . .	7
2.2 Material compósito . . . . .	8
2.2.1 Propriedades das fibras . . . . .	9
2.2.2 Propriedades da matriz . . . . .	9
2.3 Modos de falha . . . . .	10
2.4 Critérios de falha . . . . .	11
2.4.1 Critério da tensão máxima . . . . .	11
2.4.2 Critério da extensão máxima . . . . .	11
2.4.3 Critério de Tsai-Hill . . . . .	12
2.4.4 Critério de Tsai-Wu . . . . .	12
2.4.5 Critério de Hashin . . . . .	13
2.5 Delaminação . . . . .	13
<b>3 Simulação da delaminação</b>	<b>17</b>
3.1 Modelo de material coesivo . . . . .	17
3.2 Simulação da delaminação . . . . .	19

<b>4</b>	<b>Simulação dos ensaios mecânicos</b>	<b>27</b>
4.1	Tracção . . . . .	27
4.2	Flexão . . . . .	32
<b>5</b>	<b>Conclusões e desenvolvimentos futuros</b>	<b>39</b>
	<b>Referências</b>	<b>43</b>

# Lista de Figuras

1.1	Esquema da impressão 3D: deposição de filamento por camada .	1
1.2	Exemplo de impressora 3D e peça de geometria complexa obtida	2
2.1	Modos de hourglass em elementos sólidos . . . . .	8
2.2	Exemplo de termoplástico reforçado por fibras contínuas . . . .	9
2.3	Modos de falha . . . . .	10
2.4	Modos de delaminação . . . . .	14
2.5	Funções exponencial e bilinear da relação entre tensão $\sigma$ e deslocamento $\delta$ . . . . .	15
3.1	Lei tracção-separação bilinear . . . . .	18
3.2	Lei constitutiva tracção v.s. deslocamento do material coesivo . .	19
3.3	Provete para simulação da delaminação . . . . .	19
3.4	Provete modelado em LS-Dyna para simulação da delaminação .	20
3.5	Visualização do fenómeno de <i>hourglass</i> numa simulação em LS-Dyna . . . . .	22
3.6	Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação de diferentes tamanhos de elementos e curva experimental . . . . .	22
3.7	Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre integração completa e integração reduzida . . . . .	24
3.8	Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre opções de controlo de <i>hourglass</i> . . . . .	25
3.9	Comparação entre energia interna e energia de <i>hourglass</i> para opções de controlo . . . . .	25
3.10	Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre elementos coesivos com espessura (0.04 mm) e sem espessura . .	26
4.1	Geometria planar do provete utilizados nos ensaios de tracção .	27
4.2	Secção dos provetes utilizados nos ensaios de tracção . . . . .	29
4.3	Modelo numérico do provete utilizado nos ensaios de tracção com referencial . . . . .	30
4.4	Tensão v.s. extensão dos provetes simulados . . . . .	31
4.5	Instante da simulação numérica quando inicia a falha mecânica das fibras . . . . .	32

4.6	Dimensões dos provetes usados na simulação dos ensaios de flexão	32
4.7	Disposição das fibras nas camadas reforçadas no provete . . . . .	33
4.8	Distância entre apoios e punção . . . . .	33
4.9	Instante inicial e instante de flexão máxima . . . . .	34
4.10	Pormenor da direcção dos elementos finitos na extremidade dos modelos dos provetes . . . . .	35
4.11	Resultados da simulação para provetes do tipo A e tipo B . . . . .	35
4.12	Influência da velocidade do punção na simulação dos ensaios de flexão . . . . .	37



# Lista de Tabelas

3.1	Dimensões do provete . . . . .	21
3.2	Propriedades do material . . . . .	21
3.3	Propriedades dos elementos coesivos . . . . .	21
3.4	Tempo de simulação de diferentes tamanhos de elementos . . . . .	23
4.1	Propriedades do material Nylon . . . . .	28
4.2	Propriedades do material fibra de aramida . . . . .	28
4.3	Módulo de Young obtido por simulação para os provetes estudados e comparação com valores experimentais e teóricos . . . . .	31
4.4	Resultados experimentais e numéricos para os ensaios de flexão . . . . .	36
4.5	Tempos de simulação do ensaio de flexão . . . . .	37



# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Motivação

O fabrico aditivo é a denominação de um conjunto de processos que permite a produção de geometrias bastante complexas em poucas operações e baixos custos de produção. Um dos processos de fabrico aditivo é o *Fused Deposition Modelling* (FDM), em que a forma da peça a construir é subdividida em camadas bidimensionais, em que a ferramenta deposita o material em filamento camada a camada, tal como representado no esquema da figura 1.1.

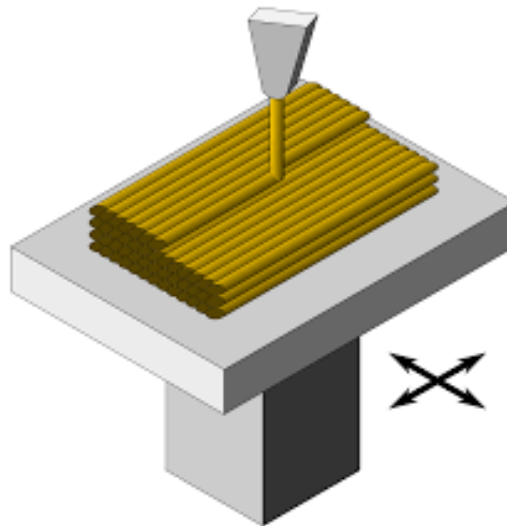


Figura 1.1: Esquema da impressão 3D: deposição de filamento por camada

Neste processo o maior número de camadas assegura uma melhor qualidade do produto, mas aumenta o tempo de produção. A geometria da peça é criada através de um *software* de desenho assistido por computador (CAD), para posterior fabricação por uma impressora 3D como a apresentada na figura 1.2, em que a deposição de material fundido é feito em camadas por

parte de uma ferramenta também comandada por *software* específico que utiliza a informação CAD. Como a ferramenta pode-se mover para qualquer posição, a complexidade que pode ser atingida em cada camada e no conjunto do produto é teoricamente ilimitada. Visto o movimento da ferramenta não ser condicionado pelo produto em construção, todo o processo de fabrico, desde a geometria da peça até à sua produção pela impressora, é relativamente simples e pode ser completamente automatizado [1].



Figura 1.2: Exemplo de impressora 3D e peça de geometria complexa obtida

Entre os principais benefícios do fabrico aditivo que levaram ao seu recente crescimento é a possibilidade de produzir rapidamente amostras, sendo um processo em que o desperdício de material é bastante reduzido [2]. As desvantagens deste processo são a grande irregularidade do acabamento superficial resultante da deposição de material por camadas, a relativa baixa velocidade de produção, o custo para peças pouco complexas, a reduzida selecção de materiais comparado com outros processos de fabrico e a fragilidade relativamente alta das peças produzidas por este método [1]. Como tal a maioria dos produtos produzidos por fabrico aditivo são apenas utilizados em prototipagem e não como componentes funcionais [3].

O fabrico aditivo é utilizado por investigadores e equipas de desenvolvimento de produto visto permitir desenhar e fabricar rapidamente componentes de elevada complexidade. Também a diminuição de peso é cada vez mais importante em várias aplicações utilizadas por diversos sectores da indústria. Este desenvolvimento deve-se principalmente a constrangimentos de carácter económico e ecológico bem como o aumento da segurança e conforto dessas aplicações. Quer na indústria automóvel [4], quer na aviação civil [5], a criação de processos de fabrico que possam contribuir para a diminuição de peso

dos seus produtos tem alcançado cada vez mais relevância. Contudo, para o processo de fabrico por deposição em camadas, a ocorrência de delaminação é usual levando à falha prematura do componente. De notar também que os componentes obtidos por fabrico aditivo apresentam propriedades elásticas inferiores quando comparados com componentes obtidos por moldagem de injeção do mesmo termoplástico [6].

Recentemente apareceu no mercado uma nova impressora 3D cujo objectivo é o de produzir componentes funcionais mais robustos que os componentes produzidos por impressoras convencionais. Para tal os componentes são reforçados por fibras contínuas, depositados em simultâneo com o termoplástico. Estas fibras podem ser de carbono, vidro ou aramida. De referir que os compósitos termoplásticos reforçados por fibras contínuas (CFRTP) estão a tornar-se uma alternativa aos termoplásticos convencionais e ao aço devido ao excelente desempenho mecânico e estruturas com baixo peso [7]. Por conseguinte, a combinação das duas tecnologias é bastante atractiva, em que se utiliza uma ferramenta de fabrico aditivo que permita a deposição de fibras contínuas e termoplástico simultaneamente. No entanto, esta tecnologia ainda se encontra numa fase inicial de desenvolvimento [8].

Devido à recente criação desta tecnologia, a literatura disponível sobre a mesma ainda é reduzida no que concerne a metodologias específicas para determinar as propriedades mecânicas de componentes termoplásticos reforçados por fibras contínuas, sendo que são utilizadas técnicas de modelação de materiais compósitos convencionais, como a teoria clássica de laminados [8–13]. Desta forma a simulação toma um papel muito importante, em que numa fase inicial são criados modelos com base em resultados experimentais para validação dos mesmos, que posteriormente serão usados para simular o comportamento mecânico das peças modeladas. Desta forma, com a utilização da simulação numérica pretende-se reduzir o tempo de ciclo de projecto, diminuindo os custos e tempo associados aos testes experimentais no desenvolvimento de novos produtos por esta tecnologia [14, 15]. Esta redução do tempo de ciclo de projecto é especialmente importante devido ao facto de cada vez mais os consumidores procuram produtos personalizáveis e distintos, algo que é difícil de obter com o processo de fabrico em série, e ao mesmo tempo o tempo médio de vida de um produto diminui cada vez mais [16]. O fabrico aditivo permite então a realização de pequenas alterações de um produto com penalizações monetárias e a nível de tempo bastante reduzidas, bem como a produção de diferentes produtos sem a necessidade de adquirir novas ferramentas. Com a utilização de fibras, as propriedades estruturais dos componentes são melhoradas, tornando-os mais versáteis e abrindo novas utilizações que até então seriam inviáveis. O desenvolvimento da união das tecnologias emergentes de fabrico aditivo e utilização de fibras contínuas é potenciado pela

utilização das técnicas de simulação numérica, que dão apoio ao desenvolvimento de novos produtos, reduzindo tempo e custos quando comparado com o desenvolvimento baseado apenas na experiência e tentativa-erro.

## 1.2 Objectivos

Esta dissertação foi desenvolvida no âmbito do projecto FIBR3D<sup>1</sup>, e tem como objectivo reforçar a investigação, o desenvolvimento tecnológico e a inovação na tecnologia emergente de fabrico aditivo e no desenvolvimento de operações de adição de material com vista à produção de peças de geometria complexa usando CFRTP. O principal contributo é a caracterização das propriedades de anisotropia existentes nos componentes em CFRTP obtidos por FDM. Na literatura pode-se acompanhar neste tópico publicações recentes na área da mecânica experimental, sendo a utilização de modelos numéricos quase inexistente. Para tal são realizadas simulações numéricas de ensaios de tracção e flexão de provetes, utilizando o código comercial de elementos finitos LS-Dyna [17], usando o *solver* com o método de integração explícita. A validação das simulações numéricas é feita com dados experimentais existentes na literatura. São discutidos os parâmetros utilizados nas análises numéricas, tendo sido conduzidas várias simulações para as fracções volúmicas de fibra testadas.

## 1.3 Organização

Esta dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos sendo o primeiro a introdução constituída pela motivação, os objectivos e a descrição da organização da mesma.

No segundo capítulo é apresentado o enquadramento científico onde são descritos a grande parte dos conceitos teóricos utilizados na formulação dos modelos numéricos.

Os terceiro e quarto capítulos são dedicados à descrição da modelação numérica em LS-Dyna dos elementos coesivos, e dos provetes para a simulação de ensaios de tracção e flexão. São discutidos os resultados das simulações efectuadas, sendo os modelos numéricos validados com resultados experimentais publicados na literatura.

---

<sup>1</sup> FIBR3D – Processos híbridos baseados em Fabrico Aditivo de compósitos de matriz termoplástica reforçados com fibras longas ou contínuas. Projeto com a referência POCI-01-0145-FEDER-016414 é cofinanciado pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização e pelo Programa Operacional Regional de Lisboa, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e por fundos nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia. Este é realizado em consórcio com o INEGI, IDMEC, UM, UA e com o UNIDEMI da FCT NOVA.

O quinto capítulo é a conclusão onde são comentados os resultados e sugeridos trabalhos futuros no seguimento do estudo abordado na presente dissertação.





# Capítulo 2

## Enquadramento científico

Esta dissertação aborda a utilização da simulação numérica de componentes em material compósito obtidos através de impressão 3D, em que é depositada fibra e matriz simultaneamente na forma final da peça a criar. Os modelos numéricos são desenvolvidos para utilização do código comercial de elementos finitos LS-Dyna [17], utilizando o solver com o método de integração explícita. Por conseguinte, neste capítulo são apresentados os conceitos de todo o enquadramento científico utilizados no desenvolvimento e análise das simulações numéricas.

### 2.1 Introdução ao LS-Dyna

O código comercial de elementos finitos LS-Dyna foi desenvolvido pela empresa *Livermore Software Technology Corporation*, para análise de respostas estáticas e dinâmicas, de estruturas sujeitas a grandes deformações e todo o tipo de não-linearidades. A principal metodologia de solução utilizada é baseada na integração explícita, sendo que a integração implícita também está disponível ainda que com algumas limitações [17]. Para além do método de integração, outra das opções possíveis é a escolha entre integração completa ou reduzida. Para a função ser integrada, são calculados pontos e as suas posições são então optimizadas, conhecidas como coordenadas de Gauss. Cada um destes pontos é atribuído um peso na função e o seu conjunto é usado para calcular o integral. A integração reduzida utiliza um menor número de coordenadas de Gauss para a resolução do integral, conduzindo a uma redução significativa do tempo computacional necessário para a simulação, ainda que comprometendo a precisão da solução final. Outra vantagem da integração reduzida deve-se ao facto de por vezes a integração completa apresentar problemas na resolução de soluções que envolvam problemas de plasticidade em que o coeficiente de Poisson se aproxime de 0.5 [17].

A desvantagem da integração reduzida, por apenas utilizar um ponto por

elemento, deve-se ao facto de ao efectuar a integração numérica do termo que define a matriz rigidez conduz ao aparecimento de deformações no elemento sem energia de deformação associada denominado de *hourglass*, assim designados pela forma característica que assumem representado na figura 2.1.

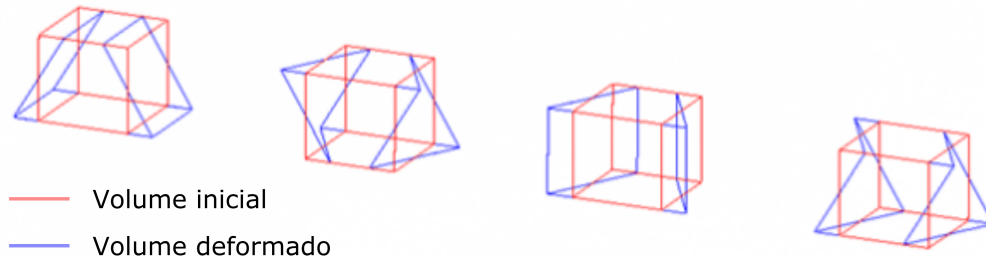


Figura 2.1: Modos de hourglass em elementos sólidos

Para evitar o seu aparecimento são utilizadas técnicas de controlo de *hourglass*, ao aplicar forças fictícias. Com a utilização desta técnica é conveniente verificar se a energia associada ao controlo de hourglass é suficientemente baixa para não afectar os resultados da simulação. O LS-Dyna apresenta dois comandos para o controlo de *hourglass*, *\*HOURLASS* e *\*HOURLASS\_CONTROL* [18], sendo que o primeiro sobrepõe-se ao segundo. É possível especificar no LS-Dyna diferentes formas de controlo, como por exemplo o controlo da velocidade dos nós de um elemento ou o controlo do deslocamento. O controlo da velocidade é mais eficaz em respostas dinâmicas com elevada velocidade de deformação e o controlo do deslocamento em análises quase-estáticas [18].

## 2.2 Material compósito

Material compósito é a denominação que se dá a um material que surge da combinação de dois ou mais materiais, numa escala macroscópica, tendo como objectivo obter as melhores características dos seus constituintes ou até algumas qualidades inexistentes em nenhum destes. Nos materiais compósitos os componentes podem ser distinguidos a olho nu, ao contrário de combinações de outros materiais que são praticamente homogéneos macroscopicamente e actuam como um só material, como por exemplo as ligas metálicas.

Os materiais compósitos são geralmente formados por fibras impregnadas numa matriz termoplástica [19]. Na figura 2.2 estão representados três exemplos de material compósito termoplástico reforçado por fibras, estando as fibras contínuas dispostas em determinadas orientações em cada camada, ou de forma aleatória para o caso do reforço ser feito por fibras curtas.

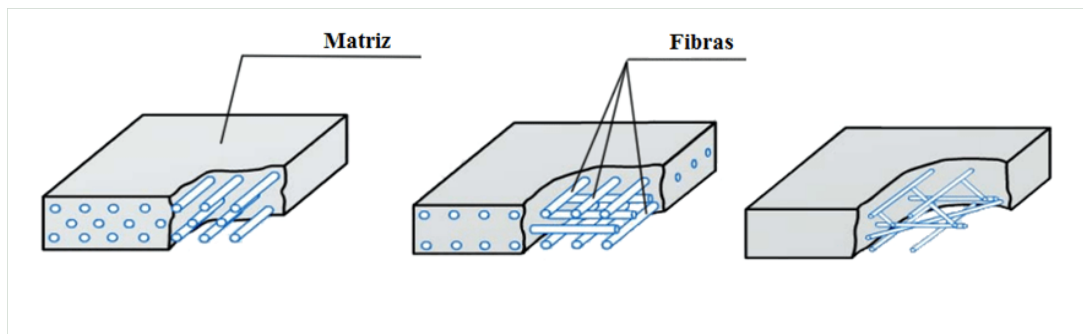


Figura 2.2: Exemplo de termoplástico reforçado por fibras contínuas

### 2.2.1 Propriedades das fibras

As fibras são caracterizadas geometricamente por serem bastante compridas em relação ao seu diâmetro, e pelo diâmetro estar muito próximo do tamanho dos cristais de que são constituídas.

Fibras longas de um material apresentam uma rigidez e resistência bastante superiores ao mesmo material em bruto. Isto deve-se ao facto de as fibras apresentarem uma estrutura mais perfeita, os cristais estarem alinhados com o eixo das fibras e apresentarem menos defeitos internos que o material em bruto, originando menos deslocamentos internos.

A grande vantagem reside na elevada resistência e rigidez em relação à densidade comparativamente com a maioria dos metais, logo são bastante atractivas em aplicações sensíveis ao peso [19].

### 2.2.2 Propriedades da matriz

O uso das fibras por si só é bastante limitado, visto estas necessitarem de um material que possa interligá-las e formar um elemento estrutural. Esse elemento de ligação é chamado de matriz.

Por norma a matriz tem uma rigidez, resistência e densidade mais baixas que as fibras. Contudo a combinação das fibras com a matriz apresenta uma resistência e rigidez bastante elevadas ainda que mantendo uma baixa densidade.

As principais funções da matriz são, de suportar e transferir os esforços aplicados entre as várias fibras, proteger as fibras do ambiente envolvente e de danos provocados por desgaste ou impacto e proporcionar alguma rigidez e resistência nas direcções perpendiculares ao eixo das fibras [19].

## 2.3 Modos de falha

Os modos de falha de um compósito são o conjunto de mecanismos de degradação que conduzem à rotura deste. A rotura acontece quando o material deixa de conseguir sustentar a carga ao qual está sujeito. O modo como a rotura acontece depende de como a carga é aplicada. Existem quatro tipos de falha que são comuns de identificar [19–21], representados na figura 2.3:

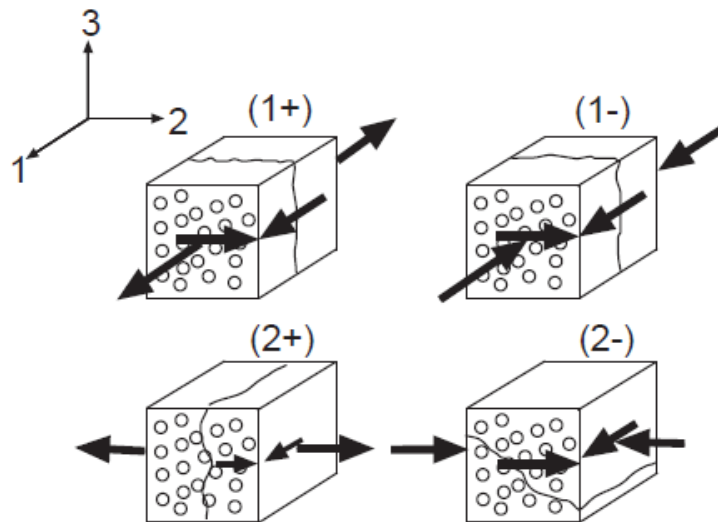


Figura 2.3: Modos de falha (+1) Tracção longitudinal, (-1) Compressão longitudinal, (+2) Tracção transversal, (-2) Compressão transversal [21]

O modo de falha tracção longitudinal, acontece na direcção da fibra por rotura desta. Esta rotura é de modo explosivo visto libertar grandes quantidades de energia. A compressão longitudinal é um modo de falha também na direcção da fibra que é provocado pela encurvadura local desta. Este modo é influenciado pelo comportamento da matriz ao corte e imperfeições como vazios e deslizamento inicial das fibras. Tipicamente pode ser observada a microencurvadura das fibras ou formação de bandas de deslizamento.

Nos modos de falha de tracção transversal, a tracção perpendicular à fibra resulta numa fractura da matriz, sendo a superfície de fractura resultante deste modo de falha, normalmente, perpendicular à direcção de solicitação. Para o modo de falha por compressão transversal, que é vulgarmente referido como falha da matriz à compressão, na verdade, é uma falha da matriz ao corte pois a superfície de falha faz um ângulo em relação à direcção de solicitação, tal como observado na figura 2.3.

De notar que nenhum dos modos de falha acima referidos acontece devido a um único mecanismo de degradação. Um exemplo disso é a falha à tracção paralela às fibras, que pode resultar de uma combinação da rotura das fibras,

falha da matriz perpendicularmente às fibras danificadas, e falha na interface entre fibra e matriz. Esta sequência de eventos depende da rigidez e resistência das fibras e da matriz, e das propriedades de adesão entre ambas. Por conseguinte, é bastante difícil prever todos os mecanismos de degradação e a sequência pela qual estes acontecem, sendo habitual a utilização de critérios de falha empíricos em projecto.

## 2.4 Critérios de falha

Os critérios de falha são funções matemáticas desenvolvidas com base nos conhecimentos sobre os mecanismos e modos de falha de um material compósito. Estes verificam a ocorrência de falha para determinadas condições de carregamento. Os critérios são então usados em projecto para casos em que não são conhecidos todos os dados necessários. Apesar de haver vários critérios de falha nenhum é preciso o suficiente para poder ser utilizado para todos os possíveis casos de solicitação do material compósito. Como tal serão apresentados alguns dos critérios de falha mais conhecidos e usados actualmente que indicam o início de falha [19, 20].

### 2.4.1 Critério da tensão máxima

Para o critério da tensão máxima, para cada lâmina individual são comparados os componentes das tensões principais com os correspondentes valores limite para o material utilizado. Este critério não considera, portanto, as interacções entre diferentes componentes da tensão, mas possibilita a obtenção da informação acerca do modo de falha [19].

Segundo o critério da tensão máxima, uma falha ocorre quando se verifica uma das seguintes condições:

$$\sigma_1 \geq X_T \quad -\sigma_1 \geq X_C \quad \sigma_2 \geq Y_T \quad -\sigma_2 \geq Y_C \quad |\tau_{12}| \geq S \quad (2.1)$$

em que  $X_{T(C)}$  é o limite da tensão de tracção (compressão) na direcção  $x$ ,  $Y_{T(C)}$  é o limite da tensão de tracção (compressão) na direcção  $y$  e  $S$  é o limite da tensão de corte no plano  $xy$ .

### 2.4.2 Critério da extensão máxima

O critério da extensão máxima é em tudo semelhante ao critério da tensão máxima, com a diferença de usar extensões ao invés de tensões [19], sendo que a falha ocorre quando se verifica uma das seguintes condições:

$$\epsilon_1 \geq X_{\epsilon T} \quad -\epsilon_1 \geq X_{\epsilon C} \quad \epsilon_2 \geq Y_{\epsilon T} \quad -\epsilon_2 \geq Y_{\epsilon C} \quad |\gamma_{12}| \geq S_{\epsilon} \quad (2.2)$$

em que  $X_{\epsilon T(C)}$  é o limite da extensão de tracção (compressão) na direcção  $x$ ,  $Y_{\epsilon T(C)}$  é o limite da extensão de tracção (compressão) na direcção  $y$  e  $S_{\epsilon}$  é o limite da distorção no plano  $xy$ .

Segundo o trabalho de [22] existe uma grande semelhança entre os critérios da tensão máxima e extensão máxima principalmente se o material apresentar um comportamento linear elástico até à ocorrência de falha sendo possíveis diferenças atribuídas ao efeito do coeficiente de Poisson. Quando um material não apresenta um comportamento linear elástico os valores obtidos teoricamente pelos critérios divergem e a sua aplicação de ser feita em separado. Nas conclusões do trabalho de [23], para modelos não-lineares o critério de extensão máxima apresenta resultados mais aproximados do resultado experimental quando comparado com o critério de tensão máxima.

### 2.4.3 Critério de Tsai-Hill

O critério de Tsai-Hill é uma adaptação do critério de cedência de Hill utilizado em materiais ortotrópicos. Ao contrário do critério de tensão máxima que considera cada componente de tensão individualmente, o critério de Tsai-Hill visa obter o efeito da combinação e interacção das tensões, de forma análoga aos critérios de cedência de Tresca e von Mises para os materiais isotrópicos. A formulação deste critério é baseada em técnicas de ajustamento de curvas obtidas em resultados experimentais e não é possível a identificação do modo de falha. O critério de Tsai-Hill foi bastante utilizado com sucesso em muitos casos até ao aparecimento do critério de Tsai-Wu.

Para o estado plano de tensão com as fibras alinhadas na primeira direcção principal, o critério de Tsai-Hill é dado por [19]:

$$\frac{\sigma_1^2}{X^2} - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^2} + \frac{\sigma_2^2}{Y^2} + \frac{\tau_{12}^2}{S^2} = 1 \quad (2.3)$$

em que  $X$  é o limite da tensão de tracção na direcção  $x$ ,  $Y$  é o limite da tensão de tracção na direcção  $y$  e  $S$  é o limite da tensão de corte no plano  $xy$ .

### 2.4.4 Critério de Tsai-Wu

O critério de Tsai-Wu, tal como já foi referido acima, surgiu como uma evolução do critério de Tsai-Hill, que distingue as resistências à tracção e compressão do material. Tal como o critério de Tsai-Hill, também não é possível identificar o modo de falha nem a carga na origem da falha. É de fácil aplicação visto que, à semelhança do critério anterior, apenas utiliza uma equação e apresenta bons resultados em vários casos, apoiado por resultados experimentais [19].

### 2.4.5 Critério de Hashin

O critério de Hashin foi inicialmente desenvolvido para lâminas com fibras unidireccionais e propõe quatro condições iniciais para distinguir falhas da matriz ou fibras à tracção ou à compressão, em estado triaxial de tensão, tendo em consideração a interacção entre componentes do tensor das tensões.

Para um material transversalmente isotrópico em estado biaxial de tensão, o critério de Hashin indica que o material falha quando alguma das condições é atingida:

- Falha da fibra por tracção no eixo paralelo às fibras;
- Falha da fibra por compressão no eixo paralelo às fibras;
- Falha da matriz por tracção no eixo perpendicular às fibras;
- Falha da matriz por compressão no eixo perpendicular às fibras.

Sendo a falha da fibra dada pela equação 2.4 para o caso da tracção ( $\sigma_1 > 0$ ) e pela equação 2.5 para o caso da compressão ( $\sigma_1 < 0$ ).

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_T}\right)^2 + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S^2} = 1 \quad \text{ou} \quad \sigma_1 = X_T \quad (2.4)$$

$$-\sigma_1 = X_C \quad (2.5)$$

Quanto à matriz, a falha por tracção ( $\sigma_2 + \sigma_3 > 0$ ) ocorre quando se verifica a condição expressa pela equação 2.6, sendo o critério de falha por compressão ( $\sigma_2 + \sigma_3 < 0$ ) dado pela equação 2.7.

$$\left(\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{Y_T}\right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{S_{23}^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S_{12}^2} = 1 \quad (2.6)$$

$$\left[\left(\frac{Y_C}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{Y_C} + \left(\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2S_{23}}\right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{S_{23}^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S_{12}^2} \leq 1 \quad (2.7)$$

## 2.5 Delaminação

O início e propagação da delaminação é geralmente o precursor da falha de estruturas compostas por compósitos laminados [24], sendo este um dos principais aspectos diferenciadores do seu comportamento em relação a estruturas metálicas e de extrema importância para o estudo de materiais compósitos.

Devido à dificuldade de detecção e previsão da delaminação durante uma inspecção, é extremamente importante ter em conta este fenómeno e o seu impacto para a integridade estrutural.

A delaminação é um fenómeno associado à fractura da matriz ao longo da superfície que separa duas lâminas adjacentes, devido a tensões interlaminares, causadas por descontinuidades da estrutura ou material, em conjunto com uma resistência bastante baixa na direcção transversal às fibras [25], uma vez que estas tensões são suportadas pela matriz. A delaminação pode acontecer por vários motivos, como por exemplo impactos de baixa velocidade ou carregamentos em juntas estruturais. Esta separação pode levar a que as duas lâminas se afastem perpendicularmente ao plano em que estão dispostas, modo I, originado pela acção de tensões normais, ou deslizam uma sobre a outra segundo o plano de disposição, modos II e III, por acção de tensões tangenciais [19, 24]. Na figura 2.4 são representados os modos de delaminação.

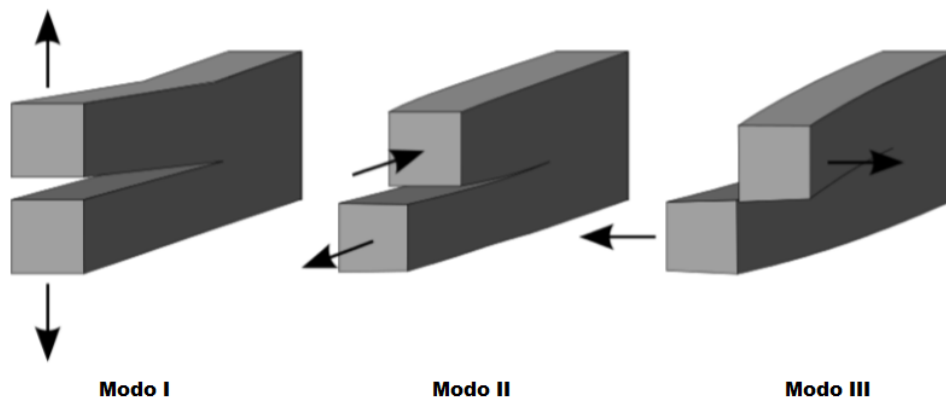


Figura 2.4: Modos de delaminação (adaptado de [19])

A separação de duas lâminas que ocorre durante a delaminação pode ser estudada através dos métodos desenvolvidos na mecânica da fractura, a área que estuda o fenómeno de criação e propagação de fendas. A modelação numérica da descontinuidade material entre camadas é feita através da utilização de elementos coesivos ou contactos coesivos. A utilização dos elementos coesivos permite simular o início e a propagação não similar da delaminação. No entanto a simulação da delaminação progressiva usando elementos coesivos possui inúmeras dificuldades numéricas associadas à definição de rigidez da camada coesiva, requerendo malhas extremamente finas, e de dificuldades de convergência relativas a problemas envolvendo modelos constitutivos de amaciamento.

Os elementos coesivos têm uma espessura nula e os seus nós estão ligados aos elementos das lâminas adjacentes, simulando o comportamento do mate-



rial durante a delaminação através de um modelo de zona coesiva (CZM) cujos parâmetros são definidos através de um material coesivo que lhe é associado. O CZM apresenta uma forma alternativa de ver a falha de um material ou interface de materiais, sendo um modelo fenomenológico ao invés de uma representação física do comportamento do material na zona de fractura, onde acontecem micro-fracturas ou formações de vazios [26].

A zona coesiva pode ser representada como uma extensão da extremidade da fissura, apresentando uma definição numérica e está para além da capacidade de leitura dos instrumentos de medição de fissuras. Enquanto uma fissura convencional não apresenta transmissão de tensões entre as faces da fissura correspondentes, esta fissura fictícia descrita pela zona coesiva descreve a interacção de tensões entre o par de superfícies fictícias. O processo de fractura é visto como uma progressiva diminuição da tensão do material adjacente a estas superfícies fictícias. Até uma determinada separação das superfícies fictícias a tracção coesiva tem tendência a aumentar, após a separação crítica ser atingida essa tracção diminui em direcção a zero. O estado de tensão entre superfícies desenvolve-se de acordo com uma lei de amaciamento de material chamada de lei tracção-separação. Quando a tracção coesiva diminui para zero é então definida a extremidade da fissura real [26].

O modelo matemático utilizado para o CZM considera uma relação entre a tensão transmitida  $\sigma$  e o deslocamento  $\delta$  entre duas superfícies através de uma função bilinear ou exponencial que contém uma lei constitutiva para a redução da rigidez. Esta lei constitutiva considera a energia dissipada  $G$  durante a fractura por unidade de superfície [19, 25, 27]. Na figura 2.5 são então apresentadas as funções exponencial e bilinear para o CZM.

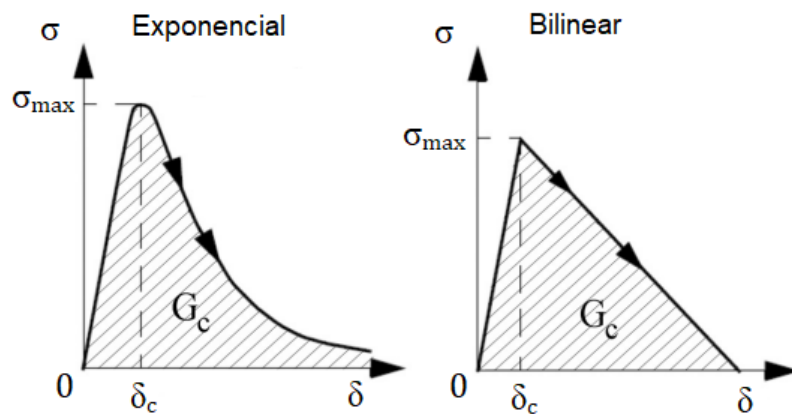


Figura 2.5: Funções exponencial e bilinear da relação entre tensão  $\sigma$  e deslocamento  $\delta$  [26]



## Capítulo 3

# Simulação da delaminação

Para a modelação da interface entre as camadas depositadas são utilizados os elementos coesivos, permitindo com este método a simulação da propagação da delaminação. Contudo a simulação da delaminação progressiva usando os elementos coesivos representa dificuldades numéricas associadas à rigidez da camada coesiva, ao requerer malhas bastante refinadas e problemas de convergência [28]. Neste capítulo é apresentado um caso de estudo com resultados experimentais publicado por Turon et al. [28], de modo a validar os parâmetros a utilizar na modelação numérica dos provetes dos ensaios de tracção e flexão.

### 3.1 Modelo de material coesivo

O estudo da delaminação foi realizado em LS-Dyna usando o modelo de zona coesiva, estando disponíveis vários modelos de materiais para formulação de elementos coesivos. O modelo de material coesivo escolhido foi o \*MAT\_138, que inclui uma lei de tracção-separação bilinear [29]. Esta lei de tracção-separação apresenta um modo de separação misto apresentado graficamente na figura 3.1. O deslocamento total obtido,  $\delta_m$ , é uma conjugação do modo I de separação na direcção normal,  $\delta_I$ , e do modo II de separação no sentido tangencial,  $\delta_{II}$ , e é calculado por:

$$\delta_m = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} \quad (3.1)$$

com:

$$\delta_I = \delta_3 \quad (3.2)$$

e

$$\delta_{II} = \sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2} \quad (3.3)$$

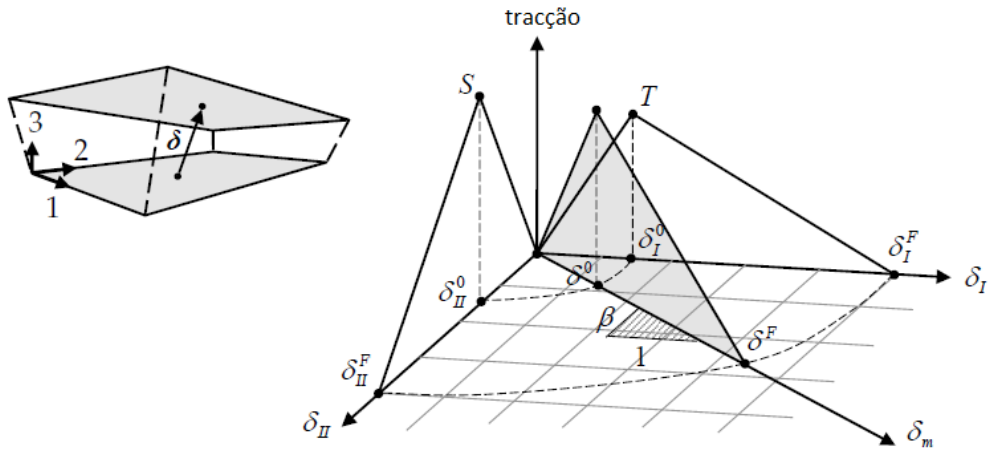


Figura 3.1: Lei tracção-separação bilinear(adaptado de [30])

A separação máxima do modo conjunto  $\delta^F$  (falha total) pode ser obtida pela lei de potência quando o parâmetro  $XMU$  da equação 3.4 é positivo:

$$\delta^F = \frac{2(1+\beta)^2}{\delta^0} \left[ \left( \frac{EN}{GIC} \right)^{XMU} + \left( \frac{ET\beta^2}{GIIC} \right)^{XMU} \right]^{\frac{1}{XMU}} \quad (3.4)$$

Quando o parâmetro  $XMU$  é negativo, a falha total é dada pela lei de Benzeggagh-Kenane expressa pela equação 3.5.

$$\delta^F = \frac{2}{\delta^0 \left( \frac{1}{1+\beta^2} EN + \frac{\beta^2}{1+\beta^2} ET \right)} \left[ GIC + (GIIC - GIC) \left( \frac{\beta^2 ET}{EN + \beta^2 ET} \right)^{|XMU|} \right] \quad (3.5)$$

Nas expressões 3.4 e 3.5 os parâmetros  $XMU$  e  $\beta$  são definidos no modelo de material coesivo \*MAT\_138.  $XMU$  representa a exponencial do critério de modo conjunto e  $\beta$  é o rácio entre  $\delta_I$  e  $\delta_{III}$ . Neste modelo é considerado o dano na interface, ou seja, são considerados o carregamento e posterior descarregamento na direcção da origem. As variáveis  $T$  e  $S$  representam, respectivamente, a tracção máxima na direcção normal e tangencial. O declive da curva tracção-separação depende da combinação da rigidez normal ao plano e no plano do material coesivo, respectivamente inseridas nas propriedades do modelo de material \*MAT\_138 pelas variáveis  $EN$  e  $ET$ . As taxas de energia para os modos I e II de delaminação são dadas respectivamente pelos parâmetros  $GIC$  e  $GIIC$ .

De forma a evitar erros nos parâmetros deste modelo de material coesivo foram implementadas condições, sendo estabelecida a curva de tracção deslocamento na forma triangular apresentada na figura 3.2, e os parâmetros foram

calculados de forma a que a deslocação  $L$ , no pico do carregamento  $Q_{MAX}$ , seja sempre inferior ao deslocação total na condição de falha  $u$ .

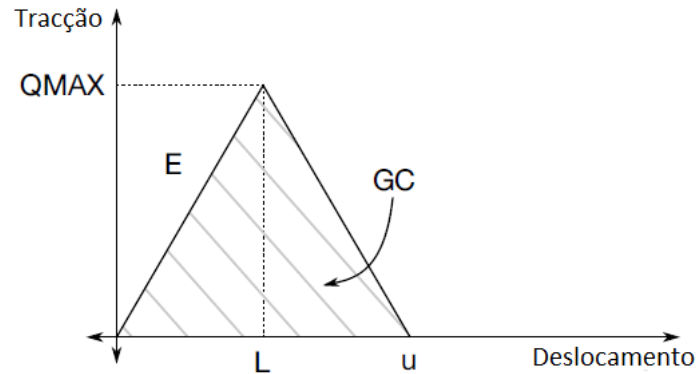


Figura 3.2: Lei constitutiva tração v.s. deslocação do material coesivo [29]

### 3.2 Simulação da delaminação

Para realizar o estudo da delaminação foi modelada uma viga dupla encastada apresentada na figura 3.3 e posteriormente comparados os resultados da simulação com os resultados experimentais apresentados por Turon et al. [28]. Desta forma foram determinados os parâmetros da modelação da zona coesiva, utilizados posteriormente na modelação numérica dos provetes para simulação dos ensaios de tração e flexão.

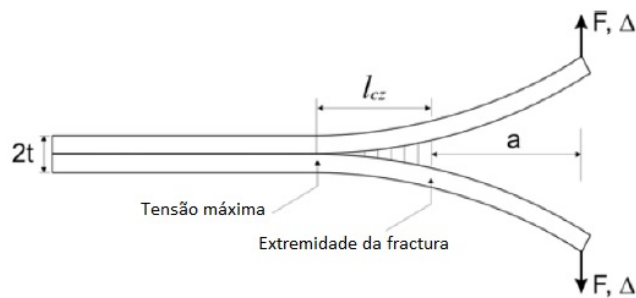


Figura 3.3: Provede para simulação da delaminação [31]

A selecção dos tipos de elementos a serem utilizados nos modelos numéricos é bastante importante visto este ser determinante para os resultados obtidos. O LS-Dyna possui vários tipos de elementos que poderão ser utilizados para a realização da simulação deste caso de estudo de delaminação, de entre os quais se pode referir os elementos sólidos e casca. No artigo realizado por

Muflahi, Mohamed e Hallett [32] são comparados diferentes tipos de elementos com vista a encontrar quais apresentam melhores resultados. Neste estudo conclui-se que o uso de elementos sólidos apresenta melhores resultados para a simulação da delaminação, como tal estes são os escolhidos. De notar que esta escolha acarreta um custo computacional mais elevado, ou seja, o tempo de simulação aumenta consideravelmente.

O provete modelado em LS-Dyna está representado na figura 3.4. Trata-se da viga dupla encastrada do caso de estudo apresentado por Turon et al. [28] (figura 3.3), sendo o modelo numérico constituído por duas lâminas modelada com elementos sólidos, ligadas por uma camada de elementos coesivos de espessura bastante reduzida. A fissura inicial ( $C_{ec} - C_{placa}$ ) é de 55 mm de comprimento, tendo sido imposto um deslocamento  $\delta_Z$  de 5 mm na extremidade livre.

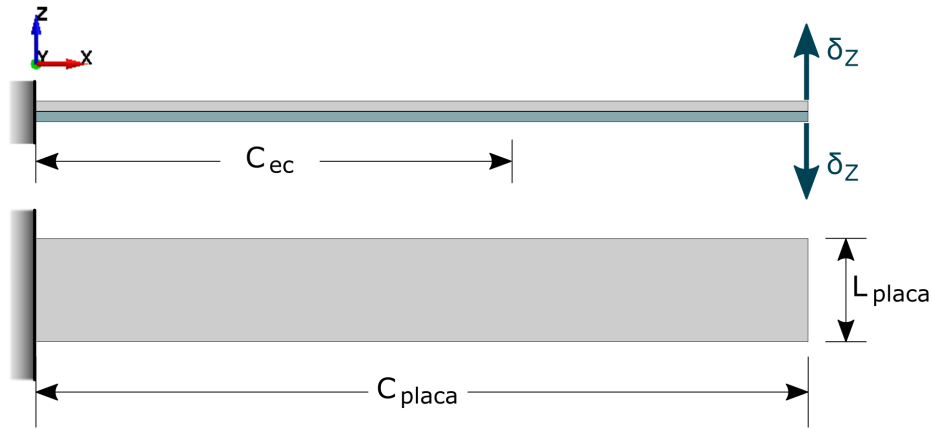


Figura 3.4: Provete modelado em LS-Dyna para simulação da delaminação

O refinamento da malha de elementos finitos utilizado apresenta uma extrema importância, visto para a obtenção de dados mais fiáveis, a zona coesiva deverá apresentar em todos os instantes dois elementos finitos contidos nesta. No presente estudo são realizadas várias simulações a diversas dimensões de malha no sentido de propagação da delaminação. É necessário ter em conta que o aumento do número de elementos reflecte-se no aumento do custo computacional necessário para realizar a simulação.

Para os elementos sólidos da viga o material seleccionado foi do tipo ortotrópico elástico, \*MAT\_ORTHOTROPIC\_ELASTIC (MAT\_002). As dimensões do provete (largura da placa  $L_{placa}$ , comprimento da placa  $C_{placa}$ , comprimento da zona coesiva  $C_{ec}$ , e espessuras da placa  $e_{placa}$  e da zona coesiva  $e_{ec}$ ) são indicadas na tabela 3.1 e as propriedades do material que constitui o provete são apresentadas na tabela 3.2.

Tabela 3.1: Dimensões do provete [28]

$L_{\text{placa}}$	$C_{\text{placa}}$	$C_{\text{ec}}$	$e_{\text{placa}}$	$e_{\text{ec}}$
20 mm	150 mm	95 mm	1.98 mm	0.04 mm

Tabela 3.2: Propriedades do material [28]

$E_{11}$	$E_{22} = E_{33}$	$G_{12} = G_{13}$	$G_{23}$
150 GPa	11 GPa	6 GPa	3.7 GPa
$\nu_{12} = \nu_{13}$	$\nu_{23}$	$G_{IC}$	$\tau$
0.25	0.45	0.35 N/mm	60 MPa

O material escolhido para representar os elementos coesivos requer que dois parâmetros adicionais sejam seleccionados. Estes parâmetros correspondem à rigidez da interface normal ao plano e no plano dos elementos coesivos, denominados respectivamente por  $EN$  e  $ET$ . Poderão ser especificadas a tracção máxima na direcção normal e tangencial,  $T$  e  $S$ , ou em alternativa o deslocamento máximo na direcção normal e tangencial no momento em que a falha do material ocorre,  $\delta_I^F$  e  $\delta_{II}^F$ , ou seja, quando o valor da tracção é nulo.

É especificado em [28] a amplitude de valores da rigidez na interface,  $K$  ou  $EN$ , de  $10^5$  N/mm a  $5 \times 10^6$  N/mm para uma espessura de lâmina entre 0.125 mm e 5 mm. O valor escolhido na presente dissertação para o modelo utilizado é de  $10^6$  N/mm. Para obter o deslocamento máximo na direcção normal e tangencial são utilizadas as equações 3.6 e 3.7, respectivamente [29]. As propriedades de material dos elementos coesivos são apresentados na tabela 3.3.

$$\delta_T^F = \frac{2 \cdot G_{IC}}{T} \quad (3.6)$$

$$\delta_S^F = \frac{2 \cdot G_{IIC}}{S} \quad (3.7)$$

Tabela 3.3: Propriedades dos elementos coesivos

$EN = ET$	$G_{IC} = G_{IIC}$	$T = S$	$XMU$
$10^6$ N/mm	0.352 N/mm	60 MPa	-1.5

Para além das propriedades do material também é necessário definir outros parâmetros e propriedades do modelo numérico. Para diminuir o tempo computacional foram escolhidos os elementos sólidos de integração reduzida. Para evitar o fenómeno de *hourglass*, observável na figura 3.5, é adicionado o

comando \*HOURGLASS escolhendo a opção 5, referente à formulação de Flanagan-Belytschko de forma rígida com volume exacto de integração para elementos sólidos.

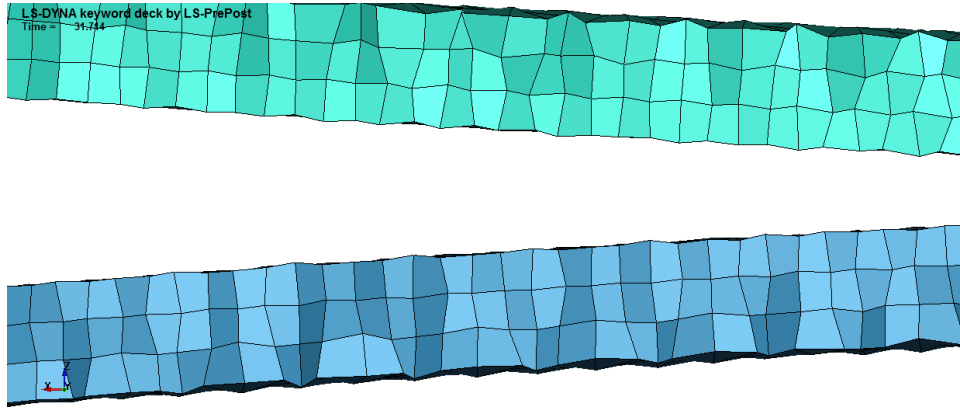


Figura 3.5: Visualização do fenómeno de *hourglass* numa simulação em LS-Dyna

Para determinar qual a melhor dimensão da malha a utilizar no modelo foram realizadas várias simulações variando a dimensão horizontal dos elementos, fazendo variar este valor entre 0.125 mm e 2.5 mm. Na figura 3.6 são apresentadas as curvas obtidas para algumas das malhas testadas, bem como a curva obtida experimentalmente por Turon et al. [28].

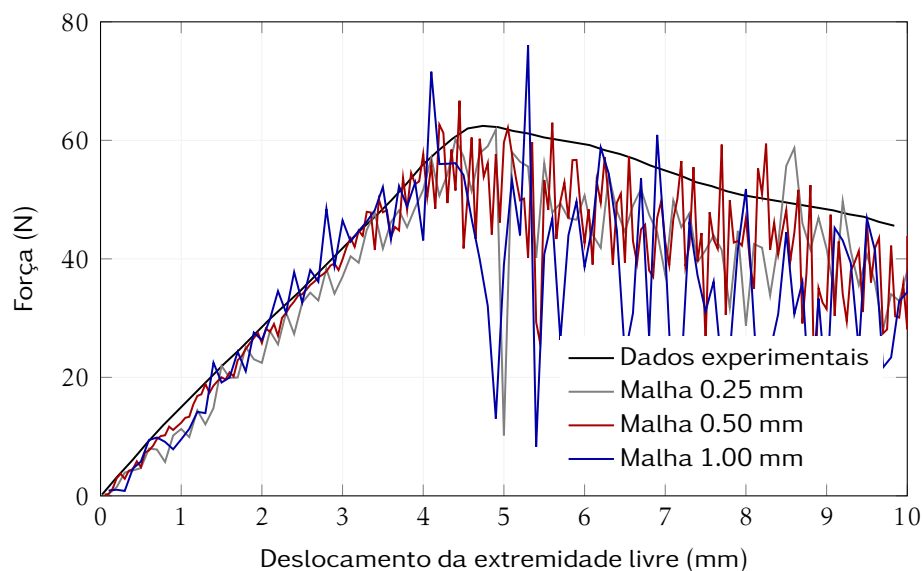


Figura 3.6: Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação de diferentes tamanhos de elementos e curva experimental



É possível verificar que com a diminuição do tamanho dos elementos, e consequente aumento do número dos mesmos, os resultados obtidos aproximam-se do resultado obtido experimentalmente, mas é importante ter em consideração que o aumento do número de elementos acarreta o custo computacional da simulação. Na tabela 3.4 é apresentado o tempo de simulação para cada curva, sendo necessário encontrar um equilíbrio entre o tempo de simulação e o resultado obtido. Concluiu-se que a curva referente à dimensão horizontal de 0.5 mm apresenta resultados semelhantes aos obtidos experimentalmente.

Tabela 3.4: Tempo de simulação de diferentes tamanhos de elementos

Dimensão dos elementos	Tempo de simulação*
0.125 mm	10 horas 26 minutos e 8 segundos
0.25 mm	2 horas 29 minutos e 30 segundos
0.5 mm	53 minutos e 49 segundos
1 mm	29 minutos e 38 segundos
2.5 mm	21 minutos e 14 segundos

\* Processador Intel(R) Core(TM) i7 - 3820 (3.6 GHz)

De forma a validar a escolha de integração reduzida foi efectuada uma simulação com integração completa com a dimensão horizontal de 0.5 mm onde é possível verificar nos resultados apresentados no gráfico da figura 3.7, que são bastante idênticos, mas com diferenças no tempo computacional. A simulação realizada utilizando o modelo com integração reduzida em 4 horas 9 minutos e 56 segundos e a simulação do modelo com simulação integração completa foi realizada em 9 horas 42 minutos e 4 segundos, representado assim uma diferença de mais do dobro do tempo utilizando o mesmo processador.

Para determinar qual a melhor opção no comando \*HOURGLASS para mitigar o fenómeno de *hourglass* na simulação, foi realizada a comparação entre três possíveis opções de maneira a encontrar qual melhor se adequaria ao caso em estudo:

1. Opção padrão do LS-Dyna de forma viscosa;
2. Flanagan-Belytschko de forma viscosa com volume exacto de integração para elementos sólidos;
3. Flanagan-Belytschko de forma rígida com volume exacto de integração para elementos sólidos.

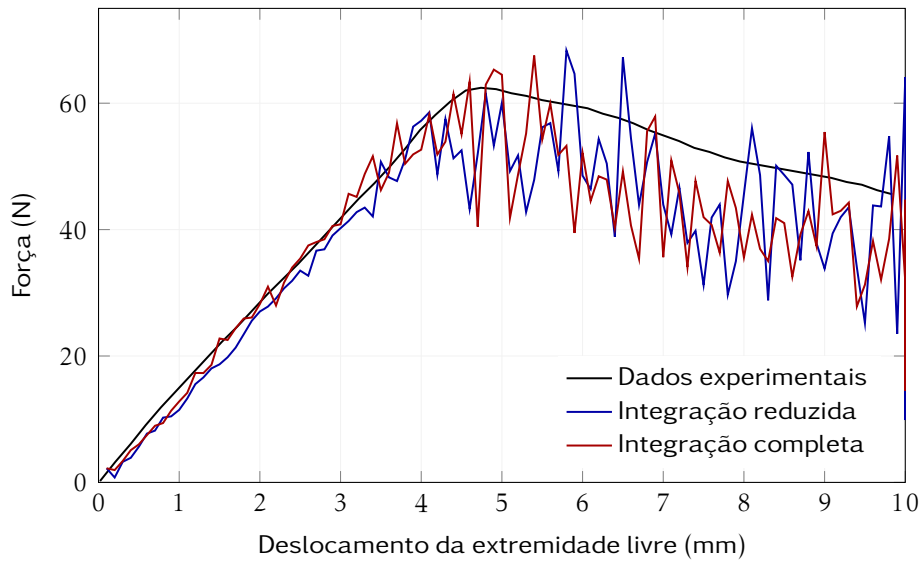


Figura 3.7: Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre integração completa e integração reduzida

O controlo de *hourglass* de forma viscosa é recomendado para problemas de deformação com grandes velocidades, e o controlo de forma rígida é mais adequado para problemas de velocidade mais baixa [18].

Os resultados obtidos nas simulações estão representados na figura 3.8. É possível verificar que a formulação de Flanagan-Belytschko de forma rígida é a que apresenta os melhores resultados ficando aproximados dos obtidos experimentalmente, as outras formulações simuladas não conseguem reproduzir os dados dos resultados obtidos. A velocidade de deformação é considerada baixa daí que a utilização de um modelo de controlo de *hourglass* de formulação rígida seja o mais adequado. O comando de *hourglass* com a formulação Flanagan-Belytschko de forma rígida com volume exacto de integração para elementos sólidos foi então utilizada para reduzir o feito de *hourglass* nas simulações seguintes ainda que este parâmetro tenha sido meticulosamente controlado em todas as simulações.

Esse controlo é realizado medindo o rácio entre a energia de *hourglass* e a energia interna que deve ficar com um valor abaixo do 10% conforme recomendado em [33]. Na figura 3.9 é possível verificar as energias em cada uma das simulações realizadas com diferentes formulações do comando *hourglass*, validando assim a formulação escolhida para as modelações numéricas, em que o rácio da energia de *hourglass* em relação à energia interna é inferior a 1% no ponto de deslocamento máximo.

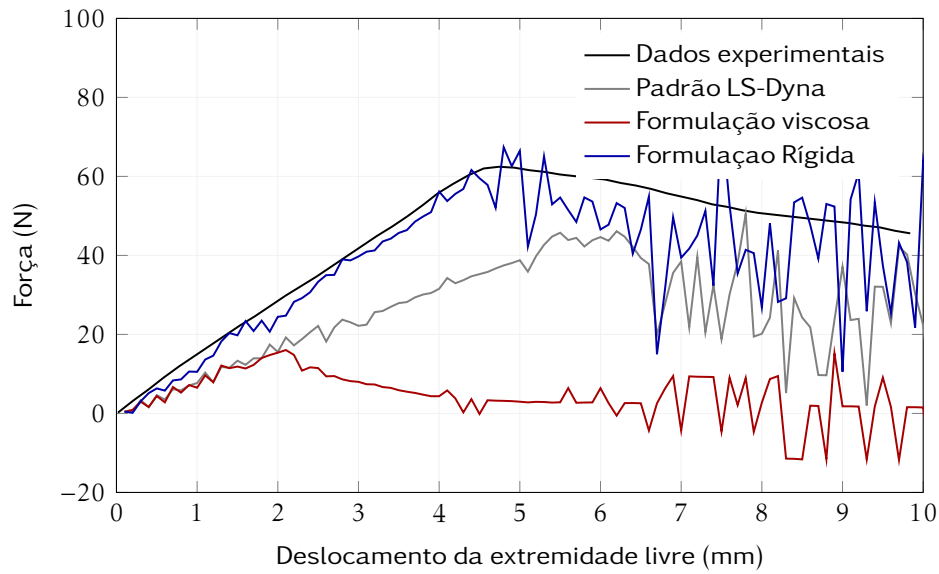


Figura 3.8: Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre opções de controlo de *hourglass*

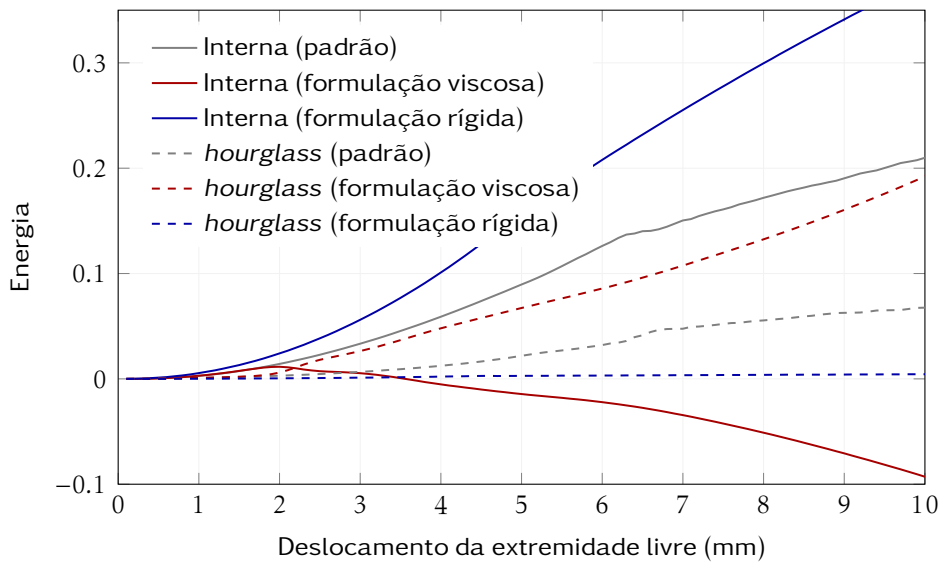


Figura 3.9: Comparação entre energia interna e energia de *hourglass* para opções de controlo

Foi também estudada a formulação de elementos coesivos com espessura nula. A possibilidade de realizar elementos coesivos com espessura nula permite realizar modelos mais fidedignos ao componente real e assim aproximar os resultados dos trabalhos experimentais com os das simulações, uma vez que o provete apresenta a mesma espessura de cada material fisicamente e no modelo numérico. Na figura 3.10 são apresentados os resultados da simulação de

um provete com os elementos coesivos com espessura de 0.04 mm, e de um provete com elementos coesivos sem espessura a ligar as duas placas entre as quais a delaminação acontece. De notar que os resultados das duas simulações são bastante semelhantes bem como o tempo de simulação. Por conseguinte, nos modelos numéricos apresentados doravante na presente dissertação serão utilizados os elementos coesivos sem espessura visto serem mais fiéis aos provetes físicos e facilitar o processo de modelação numérica.

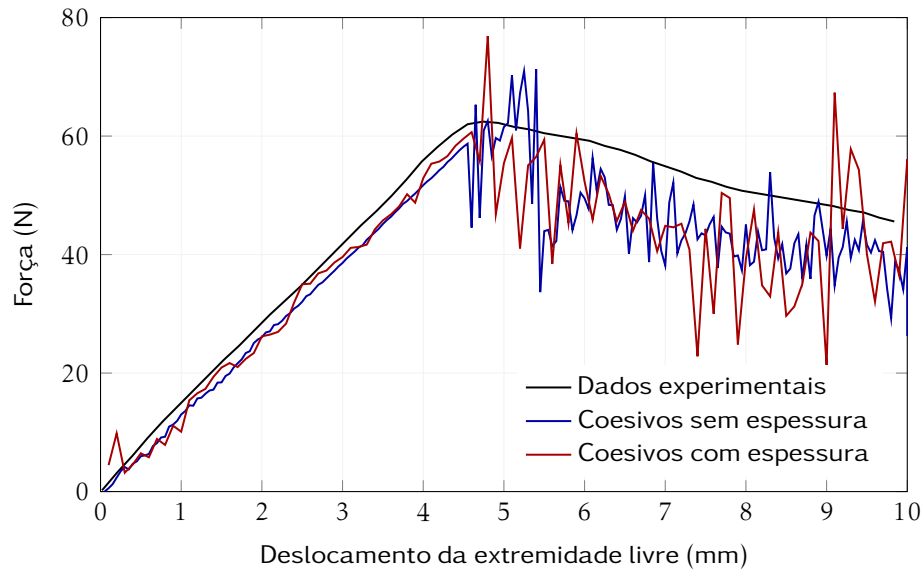


Figura 3.10: Força v.s. deslocamento da extremidade livre: comparação entre elementos coesivos com espessura (0.04 mm) e sem espessura

## Capítulo 4

# Simulação dos ensaios mecânicos

Após a modelação numérica de um caso de estudo de delaminação e validação dos elementos coesivos utilizados no capítulo anterior, estes serão agora utilizados para representar a ligação entre as camadas de deposição de material numa impressão 3D. Neste capítulo são apresentadas as simulações dos ensaios mecânicos de tracção e flexão dos provetes em material compósito obtidos for fabrico aditivo. A discussão de resultados e validação dos modelos numéricos são feitas com referência a ensaios experimentais publicados na literatura.

### 4.1 Tracção

Para a realização da simulação dos ensaios de tracção são utilizados provetes em que as especificações geométricas do modelo estão de acordo com a norma ASTM D638-14 [34], apresentadas na figura 4.1. Estes provetes apresentam as mesmas características e dimensões dos provetes utilizados por Melenka [8] na realização dos ensaios experimentais de modo a replicar os ensaios e validar os resultados das simulações.

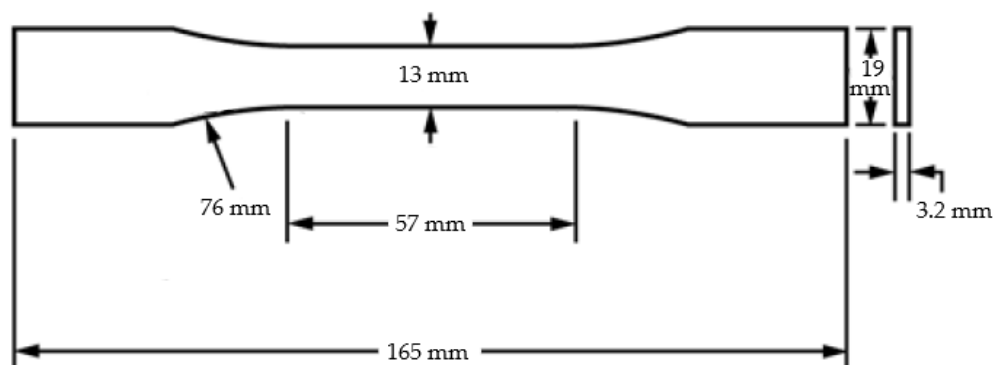


Figura 4.1: Geometria planar do provete utilizados nos ensaios de tracção [34]

Foram realizadas simulações com diferentes quantidades de fibra contínua na sua estrutura, de modo a identificar quantitativamente a influência da fibra em cada provete. O modelo de elementos finitos foi elaborado de forma a que estes tenham a altura e espessura igual às dimensões do material depositado em cada camada de forma a replicar com maior exactidão os provetes utilizados nos testes experimentais. Estes provetes são constituídos por Nylon como termoplástico e utilizam fibras de aramida como reforço, sendo apresentadas as propriedades mecânicas de cada material nas tabelas 4.1 e 4.2, respectivamente.

Tabela 4.1: Propriedades do material Nylon

E	G	$\nu$
3.5 GPa	1.3 GPa	0.35

Tabela 4.2: Propriedades do material fibra de aramida

$E_1$	$E_2 = E_3$	$G_{12}$	$\nu_{12} = \nu_{13}$	$\nu_{23}$
79.8 GPa	2.59 GPa	2.1 GPa	0.33	0.1

É importante notar que o processo de impressão 3D não produz um material homogéneo, o resultado final apresenta vazios no material, ou seja, falta de enchimento. Como tal é necessário ter esse pormenor em consideração na modelação numérica dos provetes com a finalidade de obter resultados mais fiáveis. Através do modelo analítico desenvolvido por Rodriguez [13] é possível determinar as propriedades mecânicas da estrutura impressa. O modelo de Rodriguez considera os componentes fabricados por FDM como um compósito constituído por termoplástico e vazios. Usando os valores da tabela 4.1 é possível determinar as propriedades que o Nylon assume nas camadas de casca, sólidas e de enchimento do provete através das equações 4.1 a 4.5, onde  $\rho_1$  representa a densidade de vazios em cada componente. É assumido que a densidade de vazios para as camadas sólidas é de 10% e de 90% para as camadas de enchimento.

$$E_{11} = (1 - \rho_1)E \quad (4.1)$$

$$E_{22} = E_{33} = \left(1 - \rho_1^{\frac{1}{2}}\right)E \quad (4.2)$$

$$G_{12} = G \frac{(1 - \rho_1) \left(1 - \rho_1^{\frac{1}{2}}\right)}{(1 - \rho_1) + \left(1 - \rho_1^{\frac{1}{2}}\right)} \quad (4.3)$$

$$\nu_{12} = (1 - \rho_1)\nu \quad (4.4)$$

$$\nu_{21} = \left(1 - \rho_1^{\frac{1}{2}}\right)\nu \quad (4.5)$$

A disposição da fibra no provete é realizada sob a forma de anéis concêntricos, havendo um provete sem adição de fibra, e três provetes com 2 anéis, 4 anéis e 5 anéis em cada camada com 6 camadas contendo fibra. Estes provetes doravante serão referidos como 0R, 2R, 4R e 5R consoante o número de anéis de fibra que contem em cada camada. No total cada provete contém 32 camadas de 0.1 mm espessura, a disposição destas camadas pode ser observada na figura 4.2.

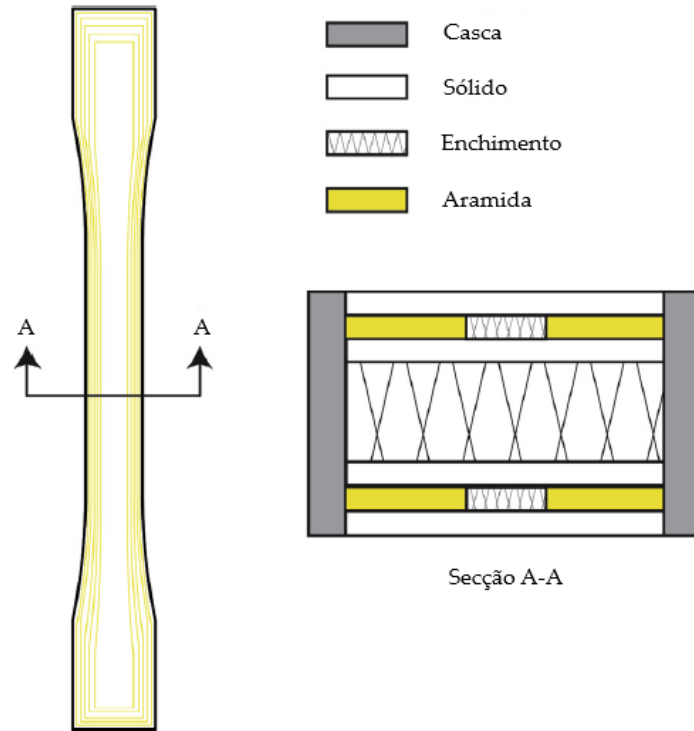


Figura 4.2: Secção dos provetes utilizados nos ensaios de tracção [8]

Para a modelação numérica dos provetes em LS-Dyna o material utilizado para representar os elementos sólidos foi do tipo ortotrópico elástico, denominado \*MAT\_002 ou \*MAT\_ORTHOTROPIC\_ELASTIC. São criados 4 tipos, 3 para descrever os três tipos de Nylon utilizado (casca, sólido e enchimento) e outro para fibra. A ligação entre camadas é feita através de elementos coesivos usando o material \*MAT\_138 com os mesmos parâmetros descritos no capítulo 3. São usados elementos sólidos com integração reduzida, sendo o fenómeno de *hourglass*

controlado adicionando o comando \*HOURGLASS opção 5, referente à formulação de Flanagan-Belytschko de forma rígida com volume exacto de integração para elementos sólidos.

A direcção dos elementos finitos é orientada de forma a corresponder com a direcção tomada pela impressora na deposição de material de forma a representar os provetes utilizados nos testes experimentais.

A simulação é realizada impondo um deslocamento em sentidos opostos na direcção  $x$  nas extremidades do provete, tal como apresentado na figura 4.3 até à falha mecânica, tendo sido utilizado o critério de extensão máxima. Para adicionar o critério de falha no LS-Dyna é utilizado o comando \*MAT\_ADD\_EROSION no qual podem ser especificados um critério ou uma combinação de critérios.

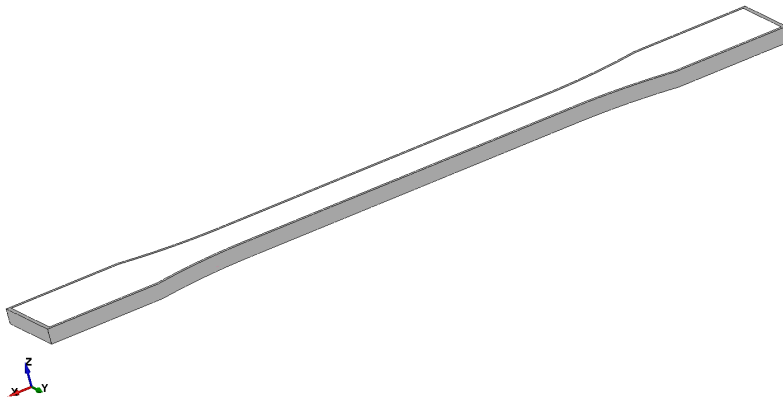


Figura 4.3: Modelo numérico do provete utilizado nos ensaios de tracção com referencial

Após a realização da simulação dos vários provetes são adquiridos os valores da tensão e extensão do provete em vários instantes com os quais é possível observar o efeito das fibras nas propriedades mecânicas dos provetes, com esses valores é possível representar curvas de tensão-extensão. Na figura 4.4 são representadas as curvas tensão-extensão dos vários provetes obtidas nas simulações e comparadas com as curvas obtidas nos resultados experimentais em [8].

A partir das curvas tensão-extensão é possível determinar o módulo de Young através da Lei de Hooke, apresentados na tabela 4.3, e assim comparar as propriedades mecânicas do termoplástico reforçado com fibras contínuas com outros materiais.

O módulo de Young obtido nas simulações dos provetes 0R, 4R e 5R são bastante semelhantes ao módulo obtido experimentalmente em [8] para o provete correspondente, porém o módulo elástico correspondente ao provete 2R apresenta um valor consideravelmente superior em simulação comparado com o valor experimental.



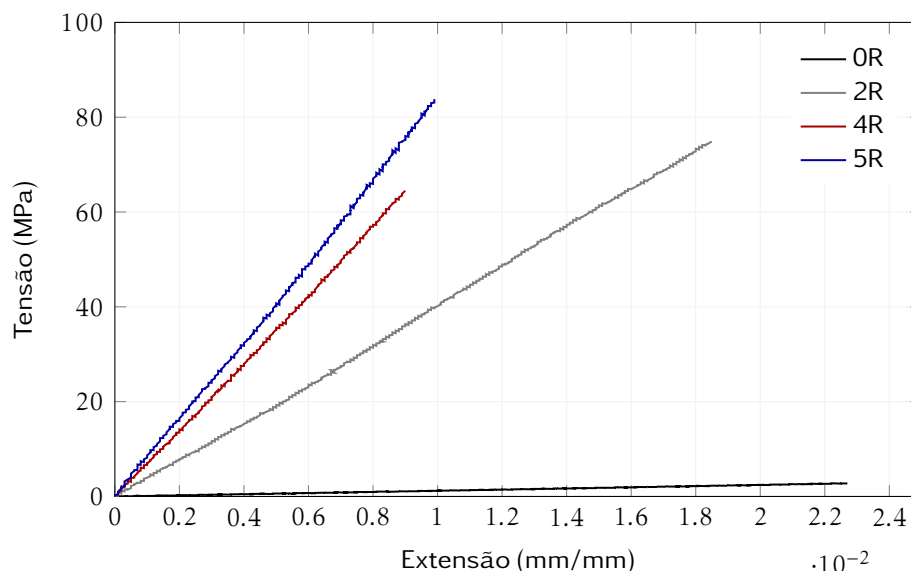


Figura 4.4: Tensão v.s. extensão dos provetes simulados

Tabela 4.3: Módulo de Young obtido por simulação para os provetes estudados e comparação com valores experimentais e teóricos

Módulo de Young	Proвете 0R	Proвете 2R	Proвете 4R	Proвете 5R
Simulação	159 MPa	4041 MPa	7201 MPa	8895 MPa
Experimental	148 MPa	1767 MPa	6920 MPa	9000 MPa
Desvio rel. (exp.)	7.4%	128.7%	4.1%	-1.2%
Teórico	–	4155 MPa	7380 MPa	8992 MPa
Desvio rel. (teórico)	–	-2.7%	-2.4%	-1.1%

A fim de validar a simulação foi calculado analiticamente o módulo de Young dos diferentes provetes utilizando o método da rigidez de volume médio. Havendo uma grande semelhança entre os resultados obtidos em simulação e os calculados analiticamente, e os resultados obtidos experimentalmente, considera-se que os modelos numéricos dos provetes utilizados para os ensaios de tracção estão validados com um desvio relativo inferior a 7.4%. O desvio de valores no provete 2R nos ensaios experimental em relação aos demais poderá dever-se a defeitos nas fibras, a uma fraca adesão entre matriz e fibras ou uma concentração de tensões, fenómenos que são acentuados pela menor fracção volúmica de fibras no provete tal como referido em [12] pelos autores dos ensaios experimentais.

É ainda possível localizar a falha do provete na simulação realizada em LS-Dyna. Ao contrário do que seria inicialmente expectável, a falha não acontece na parte mais esbelta do provete, mas sim onde as fibras apresentam um maior

ângulo em relação à direcção da força aplicada, representado na figura 4.5. Este comportamento pode ser explicado pela ortotropia do material.

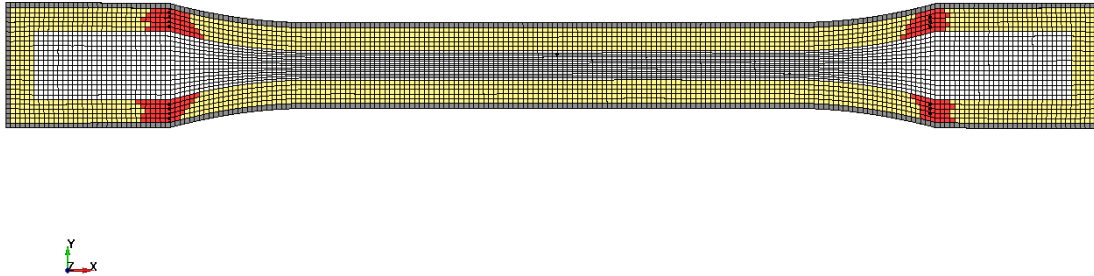


Figura 4.5: Instante da simulação numérica quando inicia a falha mecânica das fibras

## 4.2 Flexão

Para a realização da simulação dos ensaios de flexão são modelados provetes com as especificações geométricas de acordo com a norma ASTM D7079-10 [35], apresentadas na figura 4.6. Estes provetes são modelados de acordo com as especificações utilizadas por Dickson [11] nos ensaios experimentais de modo a replicar as condições desses ensaios e validar os resultados obtidos pelas simulações.

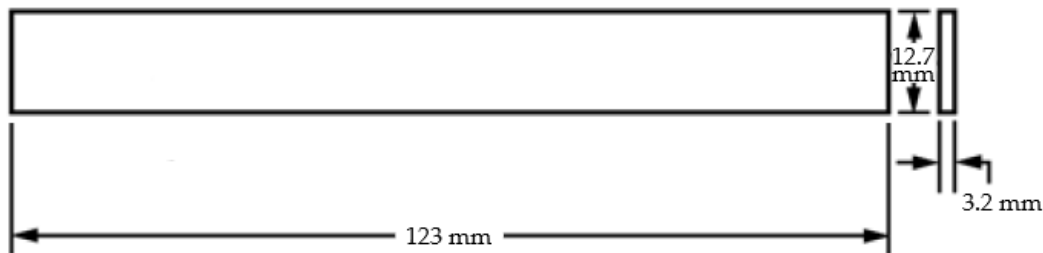


Figura 4.6: Dimensões dos provetes usados na simulação dos ensaios de flexão [35]

Foram modelados dois provetes reforçados por fibras contínuas de aramida com diferentes padrões de deposição para determinar o efeito da direcção de aplicação das fibras. Os provetes são constituídos por 32 camadas dispostas no plano horizontal com 0.1 mm de espessura, na figura 4.7 são apresentados os padrões dos provetes reforçados bem como a disposição das camadas com fibra.

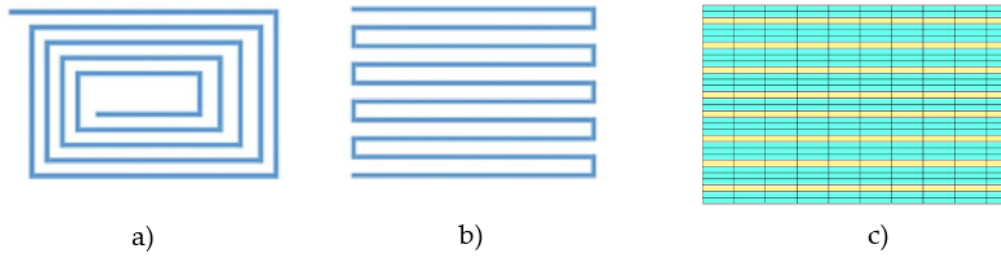


Figura 4.7: Disposição das fibras nas camadas reforçadas no provete a) tipo A e b) tipo B; c) Sequência das camadas de nylon (azul) e fibra (amarelo)

Foi simulado o ensaio de flexão de acordo com a norma ASTM 790 [36], com distância entre apoios esquematizada na figura 4.8. Foi utilizada uma velocidade constante do punção até a fractura do provete. Para determinar a distância entre apoios é utilizada a relação de 32:1 entre estes e a espessura de provete, sendo o punção posicionado no centro. Os apoios e o punção têm superfícies cilíndricas com raio de 5 mm de modo a evitar indentação excessiva ou falha por concentração de tensões nos pontos de contacto do punção com o provete.

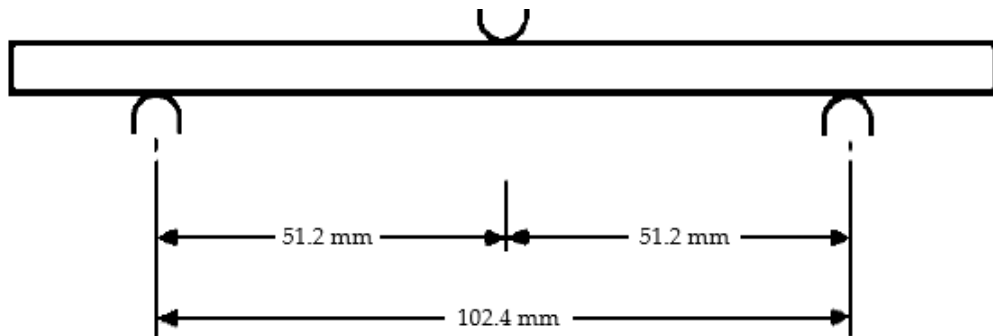


Figura 4.8: Distância entre apoios e punção [35]

As propriedades mecânicas do nylon foram determinadas em [11] através da realização de ensaios de tracção tendo sido obtido um módulo de Young com o valor de 0.53 GPa. Para determinar as propriedades das fibras de aramida foi utilizado a regra das misturas, método tipicamente utilizado para determinar as propriedades mecânicas da matriz e fibras. Sabendo as propriedades do compósito e a fracção volúmica de fibra é então possível calcular as propriedades da fibra. Baseado no trabalhado de Van der Klift [2] são utilizadas as equações 4.6 e 4.7.

$$E_t = \frac{n_n}{n_t} E_n + \frac{n_{fr}}{n_t} E_{fr} \quad (4.6)$$

$$E_c = V_f E_f + (1 - V_f) E_n \quad (4.7)$$

Com a equação 4.6 é calculado o módulo elástico de cada camada reforçada com fibra de aramida,  $E_{fr}$ , sabendo o número de camadas reforçadas,  $n_{fr}$ , o número de camadas de nylon,  $n_n$ , o número total de camadas,  $n_t$ , e o módulos elásticos do compósito,  $E_t$ , e do nylon,  $E_n$ . Com o resultado da equação 4.6 é calculado na equação 4.7 o módulo elástico da fibra,  $E_c$ .

O módulo elástico da camada reforçada foi determinado, tendo sido utilizado o valor 83.7 GPa. Os valores obtidos em [11] para as propriedades dos materiais são então utilizados no modelo de simulação para que os resultados possam ser comparáveis com os experimentais.

Os modelos de material do LS-Dyna utilizados nos modelos numéricos dos provetes nesta simulação foram:

- O \*MAT\_001 utilizado para modelar um material isotrópico para o nylon;
- O \*MAT\_002 utilizado para modelar um material ortotrópico para as fibras de aramida;
- O \*MAT\_020 utilizado para descrever um material rígido para representar os apoios e o punção;
- O \*MAT\_138 para os elementos coesivos que servem para representar as ligações entre camadas com os dados utilizados no capítulo 3 da presente dissertação.

Foram usados elementos sólidos, tendo sido escolhidos elementos de integração reduzida. O fenómeno de *hourglass* foi controlado adicionando o comando \*HOURGLASS opção 5, referente à formulação de Flanagan-Belytschko de forma rígida com volume exacto de integração para elementos sólidos. O contacto entre o provete e os apoios e punção representados na figura 4.9 é definido utilizando o comando \*CONTACT\_AUTOMATIC\_ONE\_WAY\_SURFACE\_TO\_SURFACE.

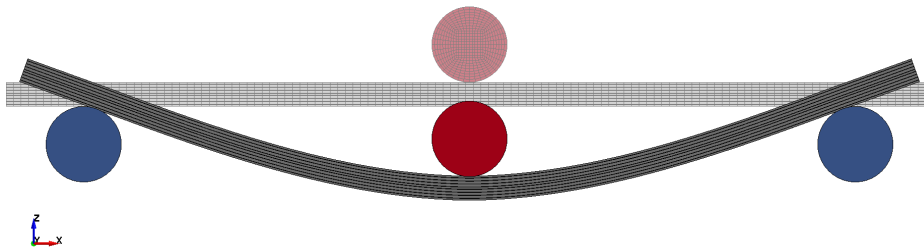


Figura 4.9: Instante inicial e instante de flexão máxima

Os elementos finitos que representam as fibras de aramida foram orientados de maneira a replicar a direcção com que a fibra é depositada nos provetes experimentais. Na figura 4.10 pode visualizar-se a direcção do material de reforço em cada elemento e na figura 4.11 a comparação entre os resultados obtidos na simulação dos diferentes provetes.

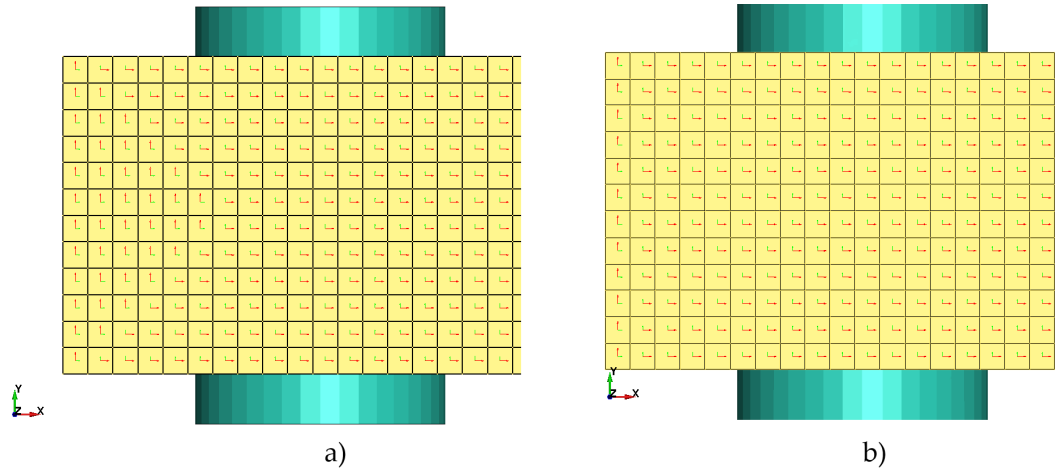


Figura 4.10: Pormenor da direcção dos elementos finitos na extremidade dos modelos dos provetes a) tipo A, b) tipo B

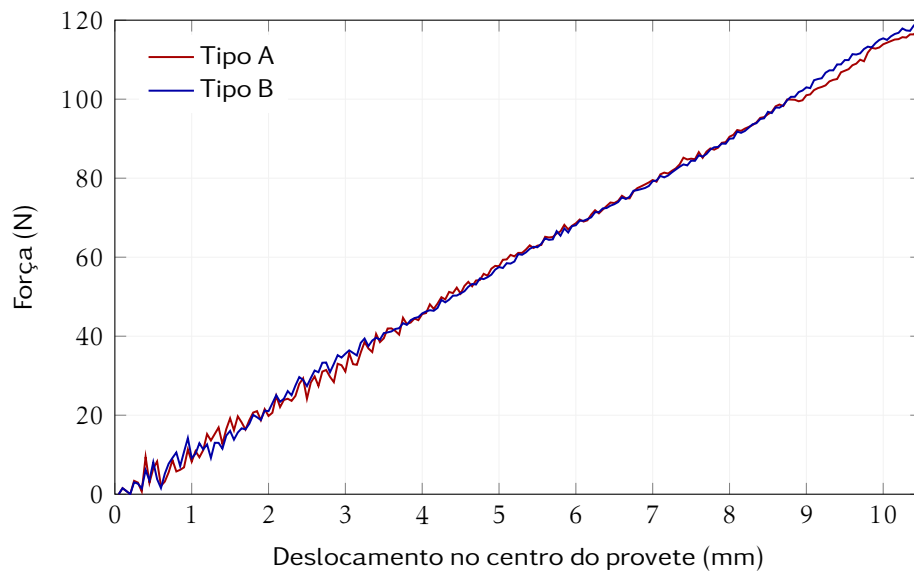


Figura 4.11: Resultados da simulação para provetes do tipo A e tipo B

Para calcular o módulo de elasticidade  $E$ , obtido nas simulações e posteriormente compará-los com os resultados experimentais obtidos por [11] nos

ensaios de flexão, é utilizada a equação 4.8 [37].

$$E = \frac{L^3 F}{4bh^3 y} \quad (4.8)$$

onde  $L$  é a distância entre apoios,  $F$  a força aplicada,  $b$  a largura do provete,  $h$  a espessura do provete e  $y$  o deslocamento vertical no centro do provete. Os resultados numéricos e experimentais são apresentados na tabela 4.4.

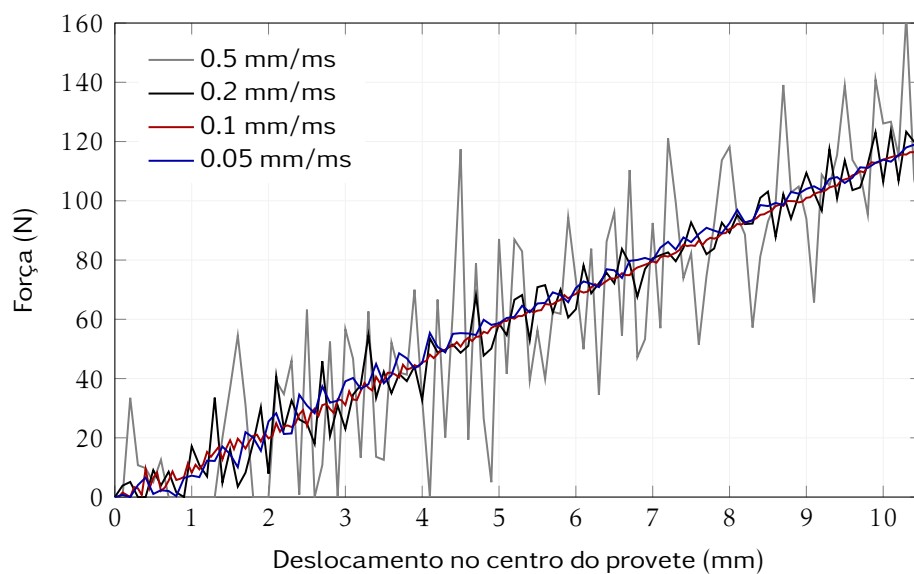
Tabela 4.4: Resultados experimentais e numéricos para os ensaios de flexão

Provete		E (GPa)	$\sigma$ (MPa)
Tipo A	Experimental	4.61	106.6
	Numérico	7.25	137.5
Tipo B	Experimental	6.65	125.8
	Numérico	7.31	138.5

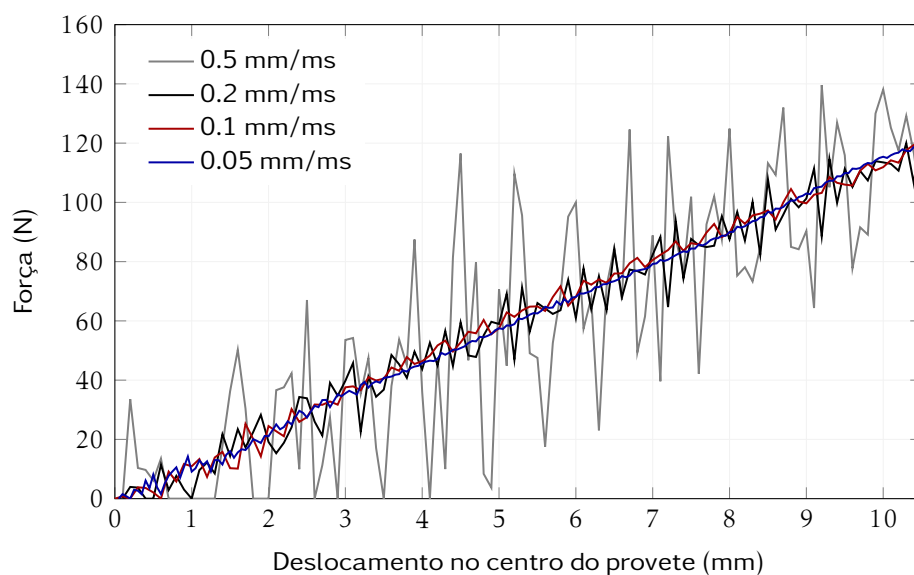
Os módulos de elasticidade obtidos nas simulações dos dois tipos de provetes são bastante semelhantes, tal pode dever-se ao facto de em todo o decorrer da simulação os elementos contidos entre os apoios apresentam a mesma direcção. Os elementos que apresentam direcções diferentes entre os dois tipos de provete encontram-se nas superfícies livres, tal como se pode verificar no detalhe da figura 4.10, não recebendo qualquer tensão no decorrer do ensaio. Os valores obtidos são também mais elevados que os determinados experimentalmente, que se pode explicar pelo facto de na simulação não se considerar nenhum dos defeitos de fabrico dos provetes, bem como uma perfeita adesão na interface da matriz com as fibras, algo que é bastante distante da realidade como constatado pelos autores dos seguintes trabalhos experimentais [11, 12].

Para além da disposição das fibras no provete foi ainda estudado a influência da velocidade do punção na simulação nos provetes com fibra de forma a encontrar um equilíbrio entre a velocidade do punção e os resultados obtidos quando comparados com os resultados experimentais. Os resultados da simulação com diferentes velocidades podem ser observados na figura 4.12.

Os resultados das simulações revelam que a velocidade do ensaio tem bastante importância nos dados obtidos. Nas curvas tensão v.s. deslocamento observadas nas figuras 4.12a e 4.12b pode observar-se que com a redução da velocidade do punção estas curvas começam a aproximar-se de uma recta. No entanto, a variação deste parâmetro acarreta uma grande alteração no tempo computacional apresentado na tabela 4.5. A redução da velocidade do punção reproduz de maneira geral resultados mais exactos mas aumenta consideravelmente o tempo de simulação. De notar que o tempo de simulação dos dois tipos de provetes com velocidades iguais é bastante semelhante, como tal é apresentado apenas o tempo de simulação de um dos provetes.



(a) Tipo A



(b) Tipo B

Figura 4.12: Influência da velocidade do punção na simulação dos ensaios de flexão

Tabela 4.5: Tempos de simulação do ensaio de flexão

Velocidade do punção	Tempo de simulação
0.5 mm/ms	28 horas e 12 minutos
0.2 mm/ms	71 horas e 13 minutos
0.1 mm/ms	143 horas e 12 minutos
0.05 mm/ms	279 horas e 58 minutos





## Capítulo 5

# Conclusões e desenvolvimentos futuros

O fabrico aditivo utilizando como material de adição o termoplástico reforçado por fibras contínuas é então a junção de duas tecnologias bastante conhecidas, o fabrico aditivo usando como material o termoplástico e os materiais compósitos, mas que apenas recentemente começou a ser utilizado. Até ao momento, apesar de já terem sido criados alguns dispositivos maioritariamente modificando impressoras 3D convencionais, apenas uma empresa conseguiu lançar com sucesso para o mercado uma impressora capaz de utilizar este material. A presente dissertação foi desenvolvida no intuito de aumentar o conhecimento sobre esta tecnologia que está na sua infância e sobre a qual existe até então um número bastante reduzido de literatura científica. De forma a estudar as propriedades mecânicas de componentes fabricados em termoplástico com fibras contínuas foram desenvolvidos modelos numéricos em LS-Dyna com o intuito de simular ensaios experimentais para a caracterização das propriedades mecânicas dos materiais compósitos obtidos por FA.

O primeiro dos modelos realizados foi o estudo sobre a delaminação, no qual foi modelada uma viga dupla encastrada constituída por duas placas ligadas através de elementos coesivos. Para representar estes elementos foi utilizado o material \*MAT\_138 visto ser a escolha mais usual para modelos com CZM e foi concluído que é possível utilizar elementos coesivos com espessura nula, o que facilita a realização de modelos com a vantagem de estes serem mais fidedignos em termos de dimensões a componentes reais. Foi também estudado o fenómeno de hourglass e a importância para que os elementos finitos mantenham a sua forma e volume controlados. Foi observado que com a formulação rígida são apresentados resultados semelhantes aos obtidos experimentalmente e que o rácio entre a energia interna e a energia de hourglass apresenta um valor bastante inferior ao máximo recomendável, sendo inferior a 1%, quando o recomendado é um valor abaixo de 10%. No estudo da dimensão dos elementos finitos, nomeadamente na direcção em que a delaminação

ocorre, concluiu-se que para elementos com 0.5 mm comprimento é obtido o melhor compromisso entre os resultados obtidos e o tempo computacional. Por fim, conclui-se que a integração reduzida apresenta claras vantagens em relação à integração completa, visto que os resultados de ambas serem equiparáveis para o caso em estudo, mas o tempo computacional ser menos de metade.

No capítulo 4 foram simulados ensaios de provetes constituídos por termoplásticos reforçados por fibras contínuas, neste caso fibras de aramida. O primeiro modelo foi desenvolvido para simular um ensaio de tracção. Foram determinados as tensões máximas e módulos de Young para os provetes com diferentes fracções volúmicas de fibra, no qual se pode constatar que a simulação apresenta resultados equiparáveis aos obtidos através do método da rigidez de volume médio e aos resultados experimentais com as maiores fracções volúmicas. Apenas no caso em que a fracção volúmica é 4.04% (proвете 2R) o valor obtido na simulação é mais do dobro do valor obtido experimentalmente. Este desvio poderá dever-se a vários factores, nomeadamente a eventuais defeitos nas fibras, falhas de deposição de material ou fraca aderência da interface da matriz com as fibras, como referido pelos autores dos testes experimentais nos seus trabalhos. Conclui-se igualmente que a ruptura do provete acontece na secção onde o ângulo da fibra com a direcção da força de tracção é maior.

O segundo modelo apresentado no capítulo 4 foi desenvolvido para a simulação de um ensaio de flexão. Foi realizado o estudo da influência da velocidade do punção, verificou-se uma melhoria clara nos resultados com a diminuição da velocidade, ainda que isto signifique um aumento no tempo computacional. É também possível concluir que os resultados obtidos nas simulações apresentam valores de módulo de Young e tensão consideravelmente superiores aos resultados experimentais, podendo dever-se a defeitos de fabrico dos provetes ou nos seus constituintes. Finalmente, também se conclui que os diferentes padrões utilizados para a disposição das fibras não são relevantes para as simulações ao contrário do que acontece nos ensaios experimentais, uma vez que todos os elementos que apresentam diferentes direcções de disposição da fibra estão em todos os instantes da simulação do ensaio fora da zona do provete sujeito ao carregamento.

Em trabalhos futuros seria interessante realizar ensaios de tracção com provetes em forma de paralelepípedo, eliminando assim um ponto de concentração de tensões. Também se sugere realizar o estudo de modelos de provetes com fracções volúmicas de fibra reduzidas, inferior de 5%, utilizando critérios de falha que possam determinar com maior exactidão a tensão de ruptura nesses casos. Na simulação dos ensaios de flexão é bastante importante ter especial atenção ao facto de que nos modelos não são tidos em conta defeitos de fabrico ou do material, como tal seria interessante através da utilização de um ou uma

combinação de critérios de falha tentar replicar os defeitos dos provetes encontrados nos ensaios experimentais. Seria também interessante reformular o modelo numérico do provete de flexão de modo a diminuir o tempo necessário para a simulação através da análise aos tipos de contactos entre o provete e os apoios e punção.



## Referências

- [1] T. Vaneker, “Material extrusion of continuous fiber reinforced plastics using commingled yarn”, *Procedia CIRP*, vol. 66, pp. 317–322, 2017.
- [2] F. Van Der Klift, Y. Koga, A. Todoroki, M. Ueda, Y. Hirano, R. Matsuzaki et al., “3D printing of continuous carbon fibre reinforced thermo-plastic (CFRTP) tensile test specimens”, *Open Journal of Composite Materials*, vol. 6, n.º 1, pp. 18–27, 2016.
- [3] X. Wang, M. Jiang, Z. Zhou, J. Gou e D. Hui, “3D printing of polymer matrix composites: A review and prospective”, *Composites Part B: Engineering*, vol. 110, pp. 442–458, 2017.
- [4] J. Striewe, C. Reuter, K.-H. Sauerland e T. Tröster, “Manufacturing and crashworthiness of fabric-reinforced thermoplastic composites”, *Thin-Walled Structures*, vol. 123, pp. 501–508, 2018.
- [5] M. Fette, M. Hentschel, J. G. Santafe, T. Wille, H. Büttemeyer e P. Schiebel, “New methods for computing and developing hybrid sheet molding compound structures for aviation industry”, *Procedia CIRP*, vol. 66, pp. 45–50, 2017.
- [6] G. W. Melenka, J. S. Schofield, M. R. Dawson e J. P. Carey, “Desktop 3D Printer Material Properties and Dimensional Accuracy”,
- [7] X. Tian, T. Liu, C. Yang, Q. Wang e D. Li, “Interface and performance of 3D printed continuous carbon fiber reinforced PLA composites”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 88, pp. 198–205, 2016.
- [8] G. W. Melenka, B. K. Cheung, J. S. Schofield, M. R. Dawson e J. P. Carey, “Evaluation and prediction of the tensile properties of continuous fiber-reinforced 3D printed structures”, *Composite Structures*, vol. 153, pp. 866–875, 2016.
- [9] K.-i. Mori, T. Maeno e Y. Nakagawa, “Dieless forming of carbon fibre reinforced plastic parts using 3D printer”, *Procedia engineering*, vol. 81, pp. 1595–1600, 2014.
- [10] H. L. Brooks, “Tensile and fatigue failure of 3D printed parts with continuous fibre reinforcement”, *International Journal of Rapid Manufacturing*, vol. 6, n.º 2/3, pp. 97–113, 2017.

- [11] A. N. Dickson, J. N. Barry, K. A. McDonnell e D. P. Dowling, “Fabrication of continuous carbon, glass and Kevlar fibre reinforced polymer composites using additive manufacturing”, *Additive Manufacturing*, vol. 16, pp. 146–152, 2017.
- [12] G. Goh, V. Dikshit, A. Nagalingam, G. Goh, S. Agarwala, S. Sing, J. Wei e W. Yeong, “Characterization of mechanical properties and fracture mode of additively manufactured carbon fiber and glass fiber reinforced thermoplastics”, *Materials & Design*, vol. 137, pp. 79–89, 2018.
- [13] J. F. Rodríguez, J. P. Thomas e J. E. Renaud, “Mechanical behavior of acrylonitrile butadiene styrene fused deposition materials modeling”, *Rapid Prototyping Journal*, vol. 9, n.º 4, pp. 219–230, 2003.
- [14] D. Dörr, W. Brymerski, S. Ropers, D. Leutz, T. Joppich, L. Kärger e F. Henning, “A Benchmark Study of Finite Element Codes for Forming Simulation of Thermoplastic UD-Tapes”, *Procedia CIRP*, vol. 66, pp. 101–106, 2017.
- [15] P. S. Kondapalli, K. Grumm, Y. Cao e V. Laurent, “Application and CAE Simulation of Over Molded Short and Continuous Fiber Thermoplastic Composites: Part II”, *FEA Information Engineering Journal*, 2013.
- [16] A. Mourão, *Introdução à Engenharia Simultânea e ao Projecto para Fabrico e Montagem*. 1999.
- [17] J. O. Hallquist et al., *LS-DYNA theory manual*. Livermore software Technology corporation, 2006.
- [18] *LS-DYNA Keyword User’s Manual*, I vols. Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [19] R. M. Jones, *Mechanics of composite materials*. CRC press, 2014.
- [20] J. Cardoso, *Apontamentos das Aulas Teóricas de Tópicos Avancados em Mecânica Estrutural*. Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, 2017.
- [21] V. Kozub, “Otimização robusta multiobjetivo de compósitos constituídos por polímero reforçado por fibra”, tese de mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, 2016.
- [22] B. Agarwal e L. Broutman, *Analysis and performance of fiber composites Second edition*, 1990.
- [23] F. L. Matthews e R. D. Rawlings, *Composite materials: engineering and science*. CRC press, 1999.
- [24] S. Pinho, L. Iannucci e P. Robinson, “Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code”, *Composites Part A: Applied science and manufacturing*, vol. 37, n.º 5, pp. 778–789, 2006.
- [25] M. Wisnom, “The role of delamination in failure of fibre-reinforced composites”, *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 370, n.º 1965, pp. 1850–1870, 2012.

- [26] H. Jiang, “Cohesive zone model for carbon nanotube adhesive simulation and fracture/fatigue crack growth”, tese de doutoramento, University of Akron, 2010.
- [27] R. F. Gibson, *Principles of composite material mechanics*. CRC press, 2011.
- [28] A. Turon, C. G. Davila, P. P. Camanho e J. Costa, “An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models”, *Engineering fracture mechanics*, vol. 74, n.º 10, pp. 1665–1682, 2007.
- [29] *LS-DYNA Keyword User’s Manual*, II vols. Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [30] R. Kottner, R. Hynek e T. Kroupa, “Identification of parameters of cohesive elements for modeling of adhesively bonded joints of epoxy composites”, 2013.
- [31] K. Song, C. G. Dávila e C. A. Rose, “Guidelines and parameter selection for the simulation of progressive delamination”, 2008.
- [32] S. Muflahi, G. Mohamed e S. Hallet, “Investigation of Delamination Modeling Capabilities for Thin Composite Structures in LS-DYNA”, em *13th International LS-DYNA User’s Conference*, 2014.
- [33] LS-DYNA Support, *Hourglass*, [www.dynasupport.com/howtos/element/hourglass](http://www.dynasupport.com/howtos/element/hourglass), Consultado em 19/03/2019.
- [34] ASTM International, *ASTM D638-14, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics*. West Conshohocken, PA American Society for Testing e Materials, 2015.
- [35] ASTM International, *Standard test method for shear properties of composite materials by V-notched rail shear method*, 2004.
- [36] ASTM International, *ASTM D638-14, ASTM D790-17, Standard Test Methods for Flexural Properties of Unreinforced and Reinforced Plastics and Electrical Insulating Materials*. West Conshohocken, PA American Society for Testing e Materials, 2017.
- [37] J. J. Licari e D. W. Swanson, *Adhesives technology for electronic applications: materials, processing, reliability*. William Andrew, 2011.